

**Einfluß von Luftdruckschwankungen
in Asphaltblasen auf den Verformungswiderstand
frisch verlegter Asphaltbetondeckschichten**

vom

FACHBEREICH BAUINGENIEURWESEN
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT CAROLO-WILHELMINA
ZU BRAUNSCHWEIG

zur Erlangung des Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte
DISSERTATION

von Herrn Dipl.-Ing. Ulf Zander
aus Rösrath

1. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Wolfgang Arand
2. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Rolf Leutner
3. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Frohmuth Wellner

eingereicht am: 19.06.2003
mündliche Prüfung am: 14. Januar 2004
Druckjahr: 2004

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	3
Tabellenverzeichnis	5
 1 Einführung und Problemstellung	 8
 2 Behandlung des Themas in der Literatur	 11
2.1 Strukturbildungsprozesse im Bitumen	11
2.2 Änderungen des Hohlraumvolumens infolge Temperaturänderungen	17
 3 Untersuchungsmethodik	 21
3.1 Versuchsvorbereitungen	23
3.1.1 Zusammensetzung und Eigenschaften des Asphaltgemischs	23
3.1.2 Probekörperherstellung und Probenvorbehandlung	25
3.2 Modalitäten der Temperierung	27
3.2.1 Grundlagen nach Bossemeyer	28
3.2.2 Vorgaben für die Temperierung im Wärme-Kälte-Schrank	33
3.3 Der dynamische Stempeleindringversuch	42
3.3.1 Erfassung der Prüfergebnisse	45
 4 Untersuchungsergebnisse	 48
4.1 Relative Stempeleindringtiefen in Abhängigkeit von der Abkühlgeschwindigkeit	48
4.2 Relative Stempeleindringtiefen in Abhängigkeit von den Expositionsbedingungen	54
 5 Auswertung der Versuchsergebnisse	 65
5.1 Grundlagen der Druckberechnungen	68
5.2 Änderung des Blasenvolumens infolge thermischer Volumenänderung von Mineralstoffen und Bitumen	70
5.3 Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt	73

5.4	Ergebnisse der Berechnungen von Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt	76
5.5	Auswertung der Ergebnisse zu den Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt	81
5.5.1	Bestimmung der zusätzlichen Tragfähigkeitskomponente von Asphalt aufgrund des Luftdrucks innerhalb abgeschlossener Blasen	82
5.5.2	Bestimmung der zusätzlichen Asphaltsteifigkeit aufgrund des Luftdrucks innerhalb abgeschlossener Blasen	91
5.6	Wertung der Auswirkungen von Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt	97
6	Zusammenfassung.....	103
7	Literatur	107

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1:	Modellvorstellung zur polydispersen Bitumenstruktur [5].....	11
Abbildung 2.2:	Kolloidstruktur und rheologische Eigenschaften von Bitumen in Abhängigkeit von der Temperatur [6].....	13
Abbildung 2.3:	Thixotroper Einfluß der Lagerungsdauer auf die Duktilität von Bitumen B 80 bei $T = + 8\text{ °C}$ [8]	14
Abbildung 2.4:	Thixotrope Eigenschaften unterschiedlicher Bitumen und deren Zusammensetzung [10].....	15
Abbildung 2.5:	Nadelpenetrationen von Bindemittelproben B 80 während der Abkühlungsphase und nach Wiedererwärmung [2].....	16
Abbildung 2.6:	Thermisch bedingte Änderung des Hohlraumgehalts $\Delta H_{\text{bit}}(T)$ eines verdichteten Asphaltgemischs als Funktion des Bindemittelgehalts B , der Raumdichte ρ_A und der Temperaturdifferenz ΔT [13]	19
Abbildung 3.1:	Graphische Darstellung der mittleren Schichttemperaturen T_m [°C] im Asphalt nach Bossemeyer für Lufttemperaturen $T_L = + 30\text{ °C}$ und $T_L = + 20\text{ °C}$ in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie der Zeit t	37
Abbildung 3.2:	Graphische Darstellung der mittleren Schichttemperaturen T_m [°C] im Asphalt nach Bossemeyer für Lufttemperaturen $T_L = + 10\text{ °C}$ und $T_L = 0\text{ °C}$ in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie der Zeit t	38
Abbildung 3.3:	Prinzipiskizze für den Verlauf der Probekörpertemperaturen [°C] bei schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung auf die Prüftemperaturen von $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$ beziehungsweise $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$	40
Abbildung 3.4:	Prinzipiskizze für den Verlauf der Probekörpertemperaturen [°C] bei schneller Abkühlung auf die Expositionstemperaturen von $T_{Ex} = + 10\text{ °C}$ beziehungsweise $T_{Ex} = + 25\text{ °C}$ und Wiedererwärmung auf die Prüf- temperaturen von $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$ beziehungsweise $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$ nach unterschiedlich langen Expositionsdauern von $t_{Ex} = 2\text{ h}$, $t_{Ex} = 16\text{ h}$ oder $t_{Ex} = 40\text{ h}$	42
Abbildung 3.5:	Versuchseinrichtung für den dynamischen Stempleindringversuch mit eingebauter Probe.....	44
Abbildung 3.6:	Prinzipiskizze zur Erläuterung der bleibenden und elastischen Ver- formungsanteile während eines beliebigen Lastimpulses.....	46
Abbildung 3.7:	Ermittlung eines Korrekturwertes zur Kurvenanpassung	47
Abbildung 5.1:	Zeitliche Entwicklung des Blasendrucks infolge Abkühlung von $T_0 = 105\text{ °C}$ auf $T_{Ex} = 10\text{ °C}$ und Wiedererwärmung auf die Prüf- temperaturen $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$ und $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$	80
Abbildung 5.2:	Abhängigkeit des Blasenradius von der Anzahl der Blasen bei einem konstanten Hohlraumvolumen $V_{H,\text{bit}} = 12,71\text{ cm}^3$	84
Abbildung 5.3:	Summe der kreisförmigen Blasenschnittflächen ΣA_{Kreis} bei homo- gener Verteilung und lagenweise übereinanderliegender Anordnung der Blasen bei einer Prüftemperatur $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$	86
Abbildung 5.4:	Prinzipielle Anordnung der Blasen bei Überschneidung der einzelnen Lagen um jeweils die Hälfte ihrer Höhe.....	86
Abbildung 5.5:	Summe der kreisförmigen Blasenschnittflächen ΣA_{Kreis} bei homo- gener Verteilung und lagenweiser Anordnung der Blasen in sich auf halber Höhe überschneidenden Schichten bei einer Prüftemperatur $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$	87

Abbildung 5.6:	Prinzipielle Anordnung der Blasen in orthogonal angeordneten Würfeln	87
Abbildung 5.7:	Summe der kreisförmigen Blasenschnittflächen ΣA_{Kreis} bei Anordnung der Blasen in orthogonal ausgerichteten Würfeln bei einer Prüftemperatur $T_{Pr} = + 55 \text{ }^{\circ}\text{C}$	88
Abbildung 5.8:	Resultierende Kraftgröße F in Abhängigkeit von der Schnittiefe unter Kegelstumpfoberfläche für den Abkühlungs- und Erwärmungstrend bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55 \text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{Pr} = + 40 \text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{Pr} = + 25 \text{ }^{\circ}\text{C}$	90
Abbildung 5.9:	Schematische Darstellung eines dynamischen Versuchs mit einer sinusförmigen Belastungsfunktion [23]	93
Abbildung 5.10:	Nomogramm zur Ermittlung des Faktors R bei einer Belastungsfrequenz von $f = 10 \text{ Hz}$ [25]	97

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1:	Korrelationskoeffizienten der linearen Regressionen zur Überprüfung des Zusammenhangs zwischen den Ergebnissen der vier verschiedenen Versuchstypen und den fiktiven Dehnungen der Strecken mit jeweils gleicher Asphaltdeckschichtvariante (bei dynamischen Triaxialversuchen an Asphaltbetonen: $n = 3$).....	22
Tabelle 3.2:	Kenndaten des Originalbitumens B 80 der Raffinerie Brunsbüttel (Elf)	24
Tabelle 3.3:	Korngrößenverteilung des Asphaltbetons 0/11 L (Brechsand : Natursand = 2:1)	25
Tabelle 3.4:	Kenngößen für die gyratorische Verdichtung zur Herstellung der Asphaltprobekörper und Angabe der angestrebten Raumdichte	27
Tabelle 3.5:	Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R [$\text{J}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}$] in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur des Asphalts T_0 und der Temperatur der Luft T_L	32
Tabelle 3.6:	Wärmeübergangszahlen der Konvektion α_{K0} [$\text{J}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}$] für die Windgeschwindigkeit $w = 0$ m/s in Abhängigkeit von der Differenz zwischen der Oberflächentemperatur des Asphalts T_0 und der Temperatur der Luft T_L	32
Tabelle 3.7:	Wärmeübergangszahlen der Konvektion α_K [$\text{J}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}$] in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie dem arithmetischen Mittel aus der Oberflächentemperatur des Asphalts T_0 und der Temperatur der Luft T_L	33
Tabelle 3.8:	Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R [$\text{J}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}$] und Konvektion α_K [$\text{J}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}$] sowie deren Summe α [$\text{J}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}$] in Abhängigkeit von der Lufttemperatur T_L und der Windgeschwindigkeit w	35
Tabelle 3.9:	Mittlere Schichttemperaturen T_m [$^{\circ}\text{C}$] im Asphalt nach Bossemeyer für Lufttemperaturen $T_L = + 30$ $^{\circ}\text{C}$, $T_L = + 25$ $^{\circ}\text{C}$, $T_L = + 20$ $^{\circ}\text{C}$, $T_L = + 15$ $^{\circ}\text{C}$, $T_L = + 10$ $^{\circ}\text{C}$, $T_L = + 5$ $^{\circ}\text{C}$ und $T_L = 0$ $^{\circ}\text{C}$ in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie der Zeit t	36
Tabelle 3.10:	Dauer der Temperierphase [min] bis zum Erreichen der Prüftemperatur T_{Pr} in Abhängigkeit von der Abkühlgeschwindigkeit	39
Tabelle 3.11:	Dauer der Abkühlphase [min] bis zum Erreichen der Expositionstemperatur sowie der Wiedererwärmungsphase bis zum Erreichen der Prüftemperatur	41
Tabelle 4.1:	Relative Eindringtiefen ε [%] als Ergebnis des dynamischen Stempel-eindringversuchs am Asphaltbeton 0/11 L in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr} sowie der Abkühlgeschwindigkeit	50
Tabelle 4.2:	Varianzanalyse der zweifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der Prüftemperatur und der Abkühlgeschwindigkeit auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempel Eindringtiefe am Asphaltbeton 0/11 L	51
Tabelle 4.3:	Ergebnisse einfacher Mittelwertvergleiche nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit bzw. Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95$ %, hier: Vergleiche der relativen Stempel Eindringtiefen nach schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung am Asphaltbeton AB 0/11 L	52

Tabelle 4.4:	Relative Eindringtiefen ε [‰] als Ergebnis des dynamischen Stempel-eindringversuchs am Asphaltbeton 0/11 L in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr} , der Expositionsdauer t_{Ex} sowie der Expositionstemperatur T_{Ex}	55
Tabelle 4.5:	Varianzanalyse der dreifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der Expositionstemperatur T_{Ex} , der Prüftemperatur T_{Pr} und der Expositionsdauer t_{Ex} auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempeleindringtiefe ε beim Asphaltbeton 0/11 L.....	56
Tabelle 4.6:	Varianzanalysen der zweifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der Expositionstemperatur T_{Ex} und der Expositionsdauer t_{Ex} auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempeleindringtiefe ε beim Asphaltbeton 0/11 L in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr}	58
Tabelle 4.7:	Ergebnisse einfacher Mittelwertvergleiche nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit beziehungsweise Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95 \%$, hier: Vergleiche der relativen Stempeleindringtiefen von Asphaltbetonen 0/11 L bei einer Prüftemperatur von $T_{Pr} = + 40 \text{ }^{\circ}\text{C}$ nach Expositionsdauern von $t_{Ex} = 2 \text{ h}$, $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ und $t_{Ex} = 40 \text{ h}$ in Abhängigkeit von der Expositionstemperatur $T_{Ex} = + 10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ beziehungsweise $T_{Ex} = + 25 \text{ }^{\circ}\text{C}$	59
Tabelle 4.8:	Ergebnisse einfacher Mittelwertvergleiche nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit bzw. Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95 \%$, hier: Vergleiche der relativen Stempeleindringtiefen nach Expositionsdauern von $t_{Ex} = 2 \text{ h}$ beziehungsweise $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ für beide Expositionstemperaturen T_{Ex}	62
Tabelle 4.9:	Ergebnisse einfacher Mittelwertvergleiche nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit bzw. Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95 \%$, hier: Vergleiche der relativen Stempeleindringtiefen nach Expositionsdauern von $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ beziehungsweise $t_{Ex} = 40 \text{ h}$ für beide Expositionstemperaturen T_{Ex}	63
Tabelle 5.1:	Relative Eindringtiefen ε [‰] als Ergebnis der dynamischen Stempel-eindringversuche am Asphaltbeton 0/11 L nach Exposition bei einer Temperatur von $T_{Ex} = +10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr} und der Expositionsdauer t_{Ex}	66
Tabelle 5.2:	Volumen von Mineralstoffen, Bitumen und Hohlraum im Belastungs-bereich des Probekörpers bei einer Temperatur von $T = + 105 \text{ }^{\circ}\text{C}$	75
Tabelle 5.3:	Druckabfall während der Abkühlphase.....	77
Tabelle 5.4:	Druckanstieg während der Erwärmungsphase.....	79
Tabelle 5.5:	Absolutes Blasenvolumen innerhalb des belasteten Asphaltkegelstumpfes bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = +25 \text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{Pr} = +40 \text{ }^{\circ}\text{C}$ und $T_{Pr} = +55 \text{ }^{\circ}\text{C}$	82
Tabelle 5.6:	Berechnung der Kreisfläche $A_{1(\text{Kreis})}$ einer das Blasenvolumen $V_{H,\text{bit}}$ darstellenden Halbkugel und der auf dieser wirkenden resultierenden Kraft F bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = +25 \text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{Pr} = +40 \text{ }^{\circ}\text{C}$ und $T_{Pr} = +55 \text{ }^{\circ}\text{C}$	83

<i>Tabelle 5.7:</i>	<i>Maximale resultierende Kraftgröße F bei schichtweiser Lagerung und jeweils halb überschneidender Lagerung der Blasenschichten für den Abkühlungs- und Erwärmungstrend bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$</i>	<i>89</i>
<i>Tabelle 5.8:</i>	<i>Faktoren R und errechnete absolute E-Moduli E [MPa] bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$ und $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$.....</i>	<i>97</i>
<i>Tabelle 5.9:</i>	<i>Prozentualer Einfluss der Differenzen aus den resultierenden Kraftgrößen ΔF im Abkühlungs- und Erwärmungstrend auf die Belastung im dynamischen Stempel Eindringversuch</i>	<i>98</i>
<i>Tabelle 5.10:</i>	<i>Berechnung der Zusatzspannung σ_p aus dem Blasendruckunterschied Δp und dem von Blasen eingenommenen maximalen Flächenanteil A_{Bl} an der Probekörperoberfläche bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$.....</i>	<i>99</i>
<i>Tabelle 5.11:</i>	<i>Prozentualer Einfluss der Zusatzspannung σ_p aus dem Blasendruckunterschied Δp auf die Differenz der dynamischen Stempel Eindringtiefen $\Delta \varepsilon$ [‰] aus dem Abkühlungs- und Erwärmungstrend bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$.....</i>	<i>100</i>

1 Einführung und Problemstellung

Aus der Straßenbaupraxis ist wiederholt darüber berichtet worden, daß an frisch verlegten Asphaltdeckschichten, die sich noch in der Phase der Abkühlung befanden, unmittelbar nach Verkehrsübergabe Verformungsschäden in Gestalt von Spurrinnen auftraten. Ursache dieses Versagens waren weder eine unsachgemäße Zusammensetzung des Asphaltmischguts noch Einbaufehler wie etwa eine mangelhafte Verdichtung, sondern eine zu frühe Übergabe an den Verkehr. Wurde den Deckschichten hinreichend lange Zeit zur Auskühlung des Asphalts gegeben – beispielsweise über Nacht –, so wurden die erwähnten Verformungsschäden in aller Regel nicht registriert.

Der Verformungswiderstand von Walzasphalten ist ein Maß für die Fähigkeit eines Asphalts, dem Auftreten von Spurrinnen wirksam zu begegnen. Er kann vorrangig durch die Korngrößenverteilung des Mineralstoffgemischs, darüber hinaus aber auch durch Menge, Art und Sorte des Bitumens beeinflusst werden. Ferner steht der Verformungswiderstand in einem linearen Zusammenhang zum Verdichtungswiderstand des Asphalts [1]. Darüber hinaus ist der Verformungswiderstand von Asphalt im hohen Maße von der Temperatur abhängig: bei Kälte vermag der Asphalt durch die hohe Viskosität des Bitumens erheblich größere Lasten verformungsfrei zu ertragen als bei Wärme.

Trotz der Kenntnis dieser physikalischen Zusammenhänge und der daraus resultierenden Grenzwerte in den Technischen Regelwerken ist bislang nicht abschließend geklärt, bei welchen Temperaturen und/oder nach welcher Zeit frisch verlegte Asphaltdeckschichten erstmals befahren werden dürfen, ohne daß eine Gefahr des Entstehens vorzeitiger Verformungen besteht. Dieses Problem ist deshalb für die Straßenbaupraxis von großer Bedeutung, weil einerseits der Auftraggeber naturgemäß ein großes Interesse daran hat, frisch hergestellte Verkehrsflächen ohne längere Sperrzeiten möglichst früh dem Verkehr zu übergeben, und andererseits dem Auftragnehmer daran gelegen ist, daß die Verkehrsübergabe erst zu einem Zeitpunkt erfolgt, an dem die Gefahr des frühzeitigen Auftretens bleibender Verformungen

nicht mehr besteht. Das durch die konkurrierenden Forderungen des Auftraggebers nach möglichst frühzeitiger Verkehrsfreigabe und des Auftragnehmers nach späterer Verkehrsfreigabe entstehende Dilemma läßt sich nur dann lösen, wenn nach Maß und Zahl zuverlässig angegeben werden kann, bei welchen Temperaturen und/oder nach welcher Zeit – gegebenenfalls auch in Abhängigkeit von der Abkühlrate – die Gefahr des Entstehens bleibender Verformungen unmittelbar nach Verkehrsübergabe nicht mehr existiert.

Als eine mögliche Ursache für die Entstehung von Spurrinnen an frisch verlegten und noch in der Abkühlphase befindlichen Asphaltdeckschichten wird von Fachleuten die Theorie diskutiert, daß beim Verdichten in sich abgeschlossene, äußerlich unzugängliche Hohlräume entstehen, deren eingeschlossene Luft bei der Abkühlung alleine wegen der Temperaturänderung unter einen Unterdruck gerät. Dieser Vorgang wird durch die thermisch bedingte Volumenkontraktion des Bindemittels beim Abkühlen und die dadurch verursachte Volumenvergrößerung der abgeschlossenen Hohlräume verstärkt. Werden dieser Vorspannung verkehrslastbedingte Druckspannungen überlagert, so kann dieses Verformungen zur Folge haben, die größer sind als diejenigen, die bei gleicher Temperatur auftreten, wenn – bei gleicher Verkehrsbeanspruchung – nach Erwärmung die Luft in den abgeschlossenen Hohlräumen unter Überdruck steht.

Weiterhin wurde an verschiedenen viskositätsbeschreibenden Kenngrößen beobachtet, daß die Viskosität von Bitumen bei einer Temperatur von dem Umstand abhängt, ob die Annäherung an diese Temperatur von einem höheren oder einem niedrigeren Temperaturniveau aus erfolgt [1,2].

Ziel der Arbeit ist es, den Verformungswiderstand eines Asphaltbetons in Abhängigkeit von der Abkühlgeschwindigkeit, von der Liegedauer ohne Verkehrsbelastung und von dem Umstand, ob die Temperaturannäherung von einem höheren oder einem niedrigeren Temperaturniveau aus erfolgt, zu bestimmen. Anhand der ermittelten Ergebnisse soll im weiteren überprüft werden, ob die Strukturbildungsprozesse im Bitumen und/oder die Entstehung eines Unterdrucks in den abgeschlossenen As-

phaltblasen infolge der Abkühlung der Asphaltschicht nach dem Walzen als Ursachen für vorübergehend abgeminderte Verformungswiderstände des Asphalts und somit für die Spurrinnenbildung unmittelbar nach Verkehrsübergabe verantwortlich gemacht werden können.

2 Behandlung des Themas in der Literatur

2.1 Strukturbildungsprozesse im Bitumen

Nach Neumann und Zenke [3, 1] führen im Bitumen die relativ schwachen zwischenmolekularen Wechselwirkungen dazu, daß sich die schwereren Teilchen zu den sogenannten Micellen assoziieren und dabei von deutlich schwächer oder gar nicht assoziierten leichteren Teilchen umgeben sind. Die disperse Phase – auch als Dispersium bezeichnet – wird dabei durch die Asphaltenbestandteile des Bitumens gebildet, die allseitig von der aus Maltenen und Dispersionsmittel bestehenden dispergierenden Phase – auch Dispergens genannt – umgeben wird.

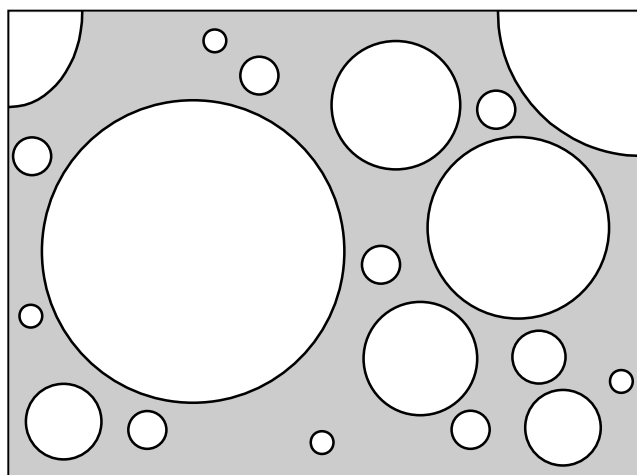


Abbildung 2.1: Modellvorstellung zur polydispersen Bitumenstruktur [5]

Bei tiefen Temperaturen sind die Asphaltenmicellen groß und in hoher Anzahl vertreten. Sie können dabei so sehr zu einem Verbund agglomerieren, daß sie selbst die dispergierende Phase bilden und die Maltenphase mechanisch umschließen. Dieser Zustand, der durch eine durchgehend vernetzte Phase miteinander verwachsener Micellen und darin eingeschlossener und allenfalls schwach assoziierter Maltenanteile gekennzeichnet ist, wird als Gel bezeichnet. Mit mikroskopischen Untersuchungsmethoden ist die Struktur des Bitumens in diesem Zustand leicht erkennbar [1].

Mit steigender Temperatur und damit wachsender Brownscher Molekularenergie gehen zunächst die leicht löslichen Anteile der Asphaltenmicellen in die disperse Phase über, die nun als Flüssigphase die Assoziate umgibt. Die Dissoziation der Asphaltene nimmt schließlich so weit zu, daß nur noch die schwer löslichen Micellen mit geringen Volumina und ohne Kontaktpunkte untereinander in der Maltenphase vorhanden sind (vgl. Abbildung 2.2). In diesem sogenannten Sol-Zustand besitzt das Bitumen eine wesentlich geringere Viskosität als im Gel-Zustand, in dem es eine äußere Belastung durch die gegenseitige Behinderung der Asphaltenmicellen bei den resultierenden Verschiebungen innerhalb der Kolloidstruktur besser aufnehmen kann. Der Micellverband wird darüber hinaus nur elastisch verformt und federt somit nach der Entlastung vollständig zurück, während bei hohen Temperaturen alle Verformungen durch Fließprozesse im Dispersionsmittel vollzogen werden und daher irreversibel sind. Aus dieser Anschauung ist es unmittelbar einleuchtend, daß harte Bitumen asphaltenreicher sind als weiche.

Gemeinhin wird Bitumen als resolubles Kolloidsystem bezeichnet, was bedeutet, daß die Anlagerungen an die Asphaltenmicellen beliebig gelöst und wieder abgeschieden werden können, daß also die Umwandlung des Sol-Zustands in den Gel-Zustand reversibel ist [4, 6]. Allerdings koagulieren mit der Zeit die dispersen Asphaltene im Bitumen und treten damit zu größeren Aggregaten zusammen, wobei ein Alterungsprozeß vollzogen wird, der als Strukturalterung bezeichnet wird und ein Sol allmählich über die Zwischenstadien des strukturierten Sols und des Koagels in ein Gel übergehen läßt. Im Gegensatz zur oxidativen und destillativen Alterung verläuft die Strukturalterung also ohne Masseverschiebungen.

In [1 - 9] weisen Stinsky und Zenke erstmalig thixotrope Eigenschaften des Bitumens anhand der Tieftemperaturduktilität nach. Stinsky fiel auf, daß die Duktilität eines Bitumens bei $T = +8\text{ °C}$ stark von der Lagerungsdauer vor der Prüfung abhängt. Nach Zenkes Versuchen an einem Bitumen B 80 sank die Duktilität innerhalb

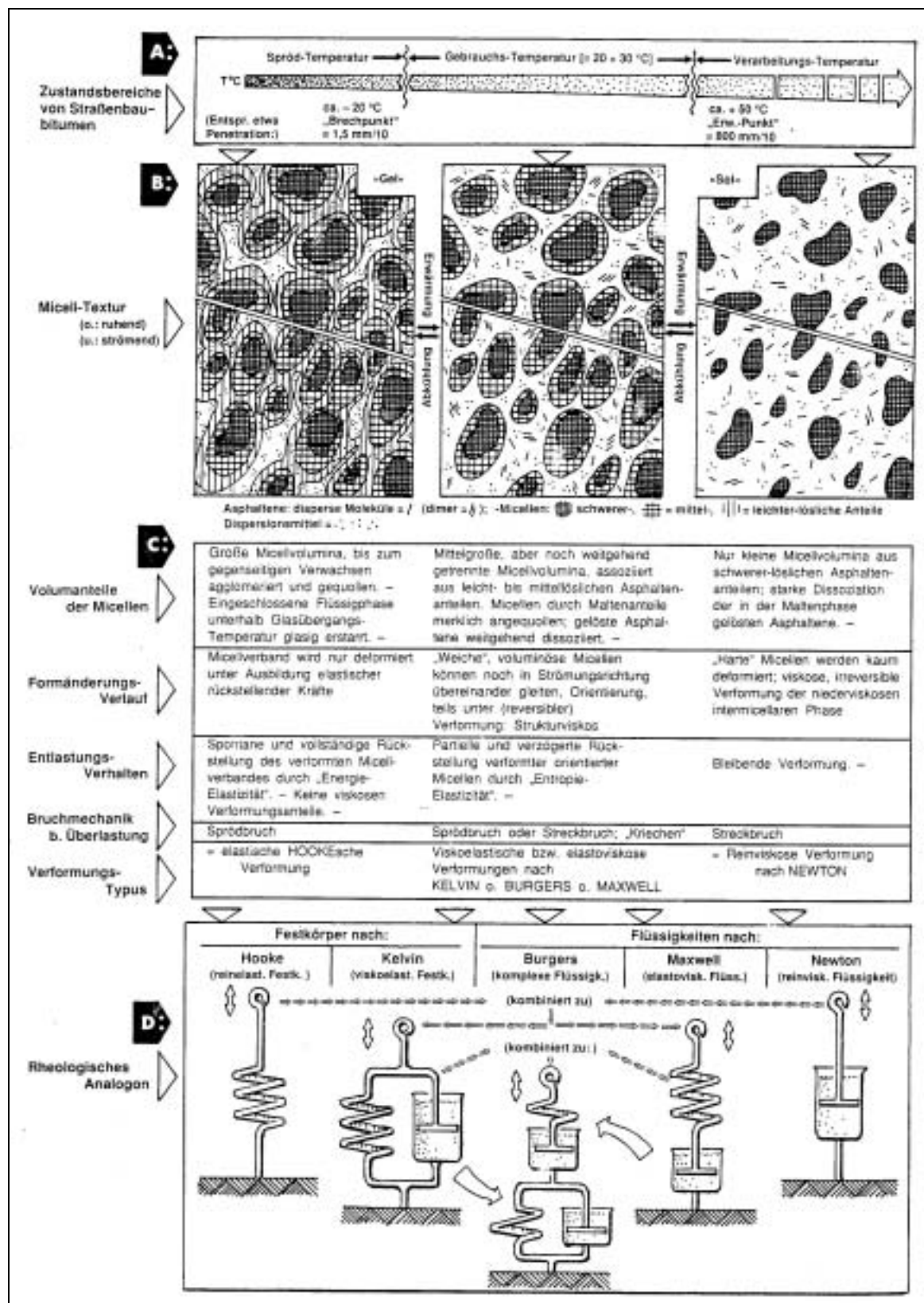


Abbildung 2.2: Kolloidstruktur und rheologische Eigenschaften von Bitumen in Abhängigkeit von der Temperatur [6]

von 24 Stunden von einem Anfangswert von über 90 cm auf einen Wert von nur noch rund 40 cm ab. Dieses ruhezeitabhängige Absinken der Verformbarkeit des Bitumens beruht auf der nur langsam fortschreitenden Strukturbildung infolge der Assoziationsvorgänge und ist auch im umgekehrten Fall für die Dissoziationsabläufe bekannt. In der rheologischen Nomenklatur wird dieses Phänomen als Thixotropie bezeichnet. Die sich während der Einstellung der Assoziations- und Dissoziationsgleichgewichte aufbauende Struktur kann durch intensive mechanische Beanspruchung – etwa durch Ultrabeschallung – zerstört werden. Folglich steigt die Verformbarkeit des Bitumens signifikant an und erreicht bereits nach 15 Minuten den Anfangswert der ruhezeitabhängigen Duktilität.

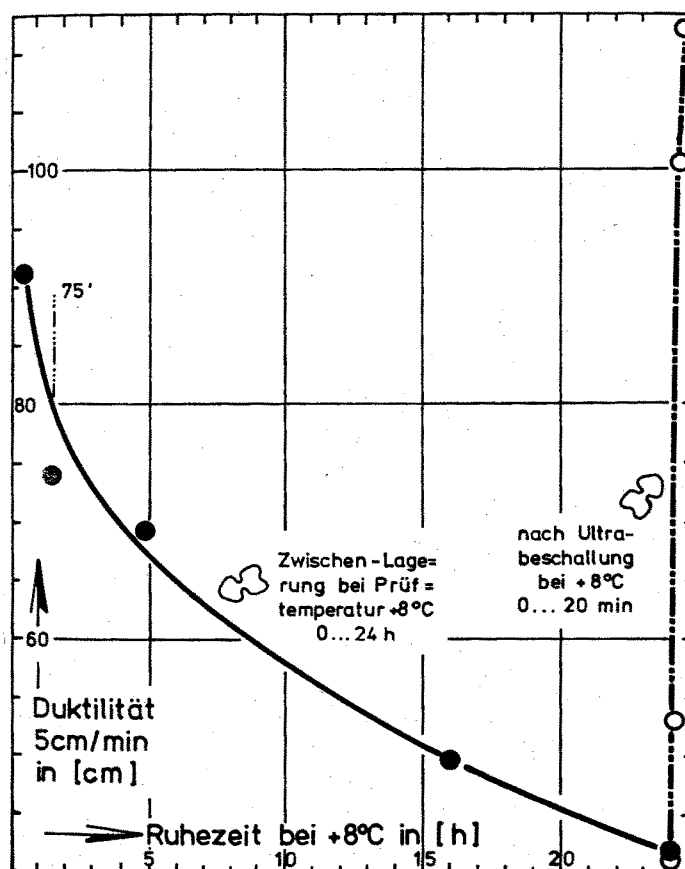


Abbildung 2.3: Thixotroper Einfluß der Lagerungsdauer auf die Duktilität von Bitumen B 80 bei $T = +8\text{ °C}$ [8]

Auch Stefanczyk berichtet über thixotrope Eigenschaften von Bitumen [10]. Auf der Grundlage einer Arbeit von Kolbanowskaja und Michailow stellt er Ergebnisse von Versuchen an Bitumen vor, bei denen dem Bindemittel mechanische Strukturverletzungen beigebracht wurden. Es zeigte sich, daß die Viskosität des Bitumens in Abhängigkeit von der Natur der Asphaltene und vom Penetrationsindex um mehr als 90% abfiel, sich aber auch nach etwa zwei Tagen wieder im vollen Maße aufbauen konnte.

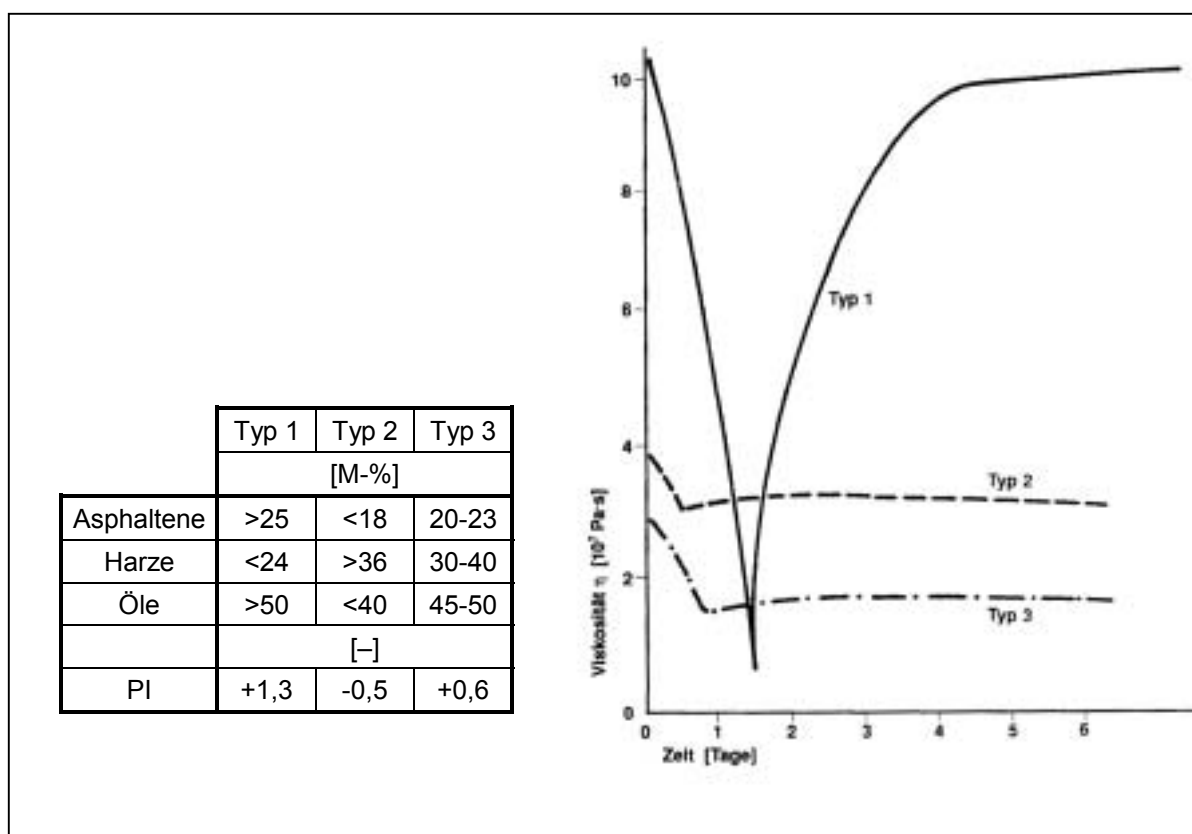


Abbildung 2.4: Thixotrope Eigenschaften unterschiedlicher Bitumen und deren Zusammensetzung [10]

Die in der vorliegenden Arbeit zu berücksichtigende Frage, ob und inwiefern die Viskosität des Bitumens bei einer bestimmten Temperatur auch davon abhängt, ob diese Prüftemperatur von einem höheren oder niedrigeren Ausgangsniveau aus erreicht wurde, muß nach den vorgestellten Versuchen in engen Zusammenhang mit der Ausbildung des Assoziations-Dissoziations-Gleichgewichts gebracht werden.

Der Unterschied der Geschwindigkeiten, mit der die Vorgänge der Assoziation und die der Dissoziation bei gleicher Temperaturrate vonstatten gehen, sind demnach von ausschlaggebender Bedeutung für die Viskositätsunterschiede bei der Prüftemperatur.

Im Rahmen einer Ringuntersuchung des Arbeitskreises "Bitumen" der Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen [2] konnten diese Effekte anhand der Penetration von Bitumen nachgewiesen werden. Dabei wurde an zehn Bitumenproben B 80 aus sechs Raffinerien die Nadelpenetration nach DIN 52 010 im Abkühlungs- sowie im Erwärmungstrend bestimmt. Die Proben wurden zum einen nach einer dreißigminütigen Lagerung bei 140 °C und anschließender 90 Minuten andauernden Abkühlung weitere eineinhalb Stunden bei 25 °C gelagert und anschließend geprüft, zum anderen wurde zusätzlich eine weitere Abkühlung auf 2 °C über Nacht durchgeführt und am nächsten Tag nach zweistündiger Lagerung bei 25 °C erneut die Nadelpenetration ermittelt.

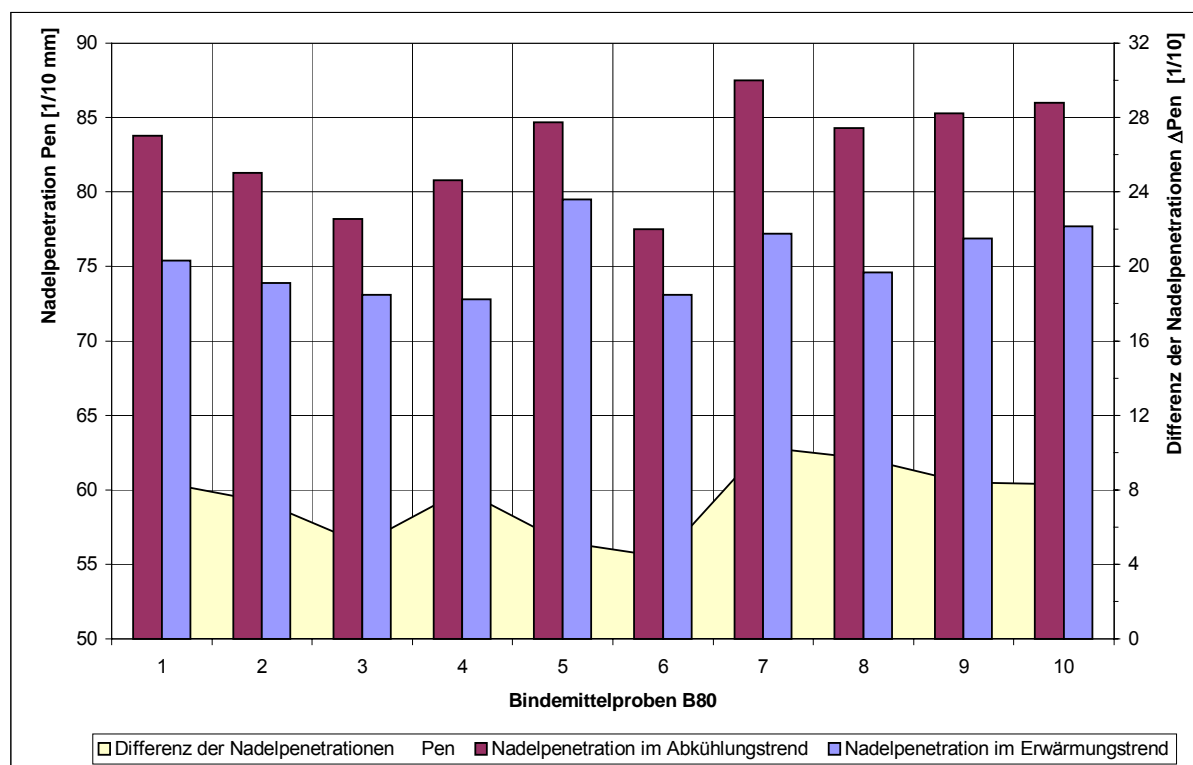


Abbildung 2.5: Nadelpenetrationen von Bindemittelproben B 80 während der Abkühlungsphase und nach Wiedererwärmung [2]

Als Ergebnis dieser Untersuchungen wurde an allen geprüften Bindemitteln übereinstimmend festgestellt, daß die Nadelpenetration infolge der Abkühlung und anschließender Wiedererwärmung deutlich abnimmt. Allerdings konnte kein Zusammenhang zwischen dieser Beobachtung und dem Slow-Setting-Effekt gefunden werden, wozu eine Differenzierung zwischen den Ergebnissen der einzelnen Bitumen hätte auftreten müssen.

Arand weist in seinen Ausführungen zur Alterung von Bitumen [11] vor dem Hintergrund vermehrt auftretender Rißbildung Anfang der achtziger Jahre darauf hin, daß in der Praxis auf Straßen oder Flugplätzen, die keinem oder nur geringem Verkehr unterworfen sind, gelegentlich Versprödungen und Risse beobachtet wurden, ohne daß bei Untersuchungen zur Feststellung der Schadensursachen am Bindemittel Verhärtungen festgestellt werden konnten. Er macht hierfür die thixotropen Eigenschaften des Bitumen verantwortlich, die bei der Einstellung innerer Assoziations-Dissoziations-Gleichgewichte in der Struktur des Bitumens eine Vernetzung bewirken, die die Fähigkeit des Bindemittels, auf Belastungen viskos zu reagieren zugunsten der Fähigkeit, auf Belastungen elastisch zu reagieren, zurückdrängt.

2.2 Änderungen des Hohlraumvolumens infolge Temperaturänderungen

Vor dem Hintergrund vermehrt auftretender Überverdichtung beim Einbau von Asphalt, hat sich Rose bei den Überlegungen zur Festsetzung eines Mindesthohlraumgehaltes von Asphaltschichten bereits 1967 Gedanken zur thermischen Ausdehnung bitumenhaltiger Massen gemacht [12]. Ausgehend von der Vorstellung, daß sich bei Erwärmung sowohl die Ausdehnung der Mineralstoffe als auch die des Bitumens in die Hohlräume des Mischguts vollzieht, definiert er die Hohlraumverringerung des Mischguts über die Summe der Volumenzunahmen beider Einzelkomponenten:

$$\Delta H_{bit}(T) = 100 \cdot \left[\frac{\Delta V_B(T) + \Delta V_M(T)}{V_A(T)} \right] = \frac{B \cdot \rho_A}{\rho_{25}} \cdot \beta_B \cdot \Delta T + \frac{M \cdot \rho_A}{\rho_M} \cdot \beta_M \cdot \Delta T \quad [\text{V-}\%]$$

- $\Delta H_{bit}(T)$ = temperaturbedingte Veränderung der Hohlräume der bitumenhaltigen Masse [V-%]
 $V_{B,M,A}$ = Bindemittel-, Mineralstoff- bzw. Asphaltvolumen [cm^3]
 B = Bindemittelgehalt [M-%]
 M = Mineralstoffgehalt [M-%]
 ρ_A = Raumdichte der bitumenhaltigen Masse [g/cm^3]
 ρ_{25} = Reindichte des Bitumens bei $T = 25^\circ \text{C}$ [g/cm^3]
 ρ_M = Rohdichte der Mineralstoffmasse [g/cm^3]
 β_B, β_M = kubischer Ausdehnungskoeffizient von Bitumen bzw. Mineralstoffen [-]
 ΔT = Temperaturänderung [K]

Differenzierter betrachtet Arand die Verformungsanteile im bitumenhaltigen Mischgut infolge Temperaturveränderungen [13]. Bezüglich der Auswirkungen einer Erwärmung der Mineralstoffe stimmt er Rose zu, daß dies in einer Zunahme des Hohlraumvolumens resultiert, für das Bitumen allerdings geht er davon aus, daß sich dessen Wärmeausdehnung in die Hohlräume des Mischguts erstreckt und somit zu einer Hohlraumverringerng führt. Insgesamt kommt Arand zu dem Schluß, daß eine Erwärmung des Mischguts in der Summe eine Volumenverringerng des Hohlraums verursacht:

$$\Delta H_{bit}(T) = 100 \cdot \left[\frac{-\Delta V_B(T) + \Delta V_{H,M,bit}(T)}{V_A(T)} \right]$$

$$= 100 \cdot \frac{-V_B \cdot \beta_B \cdot \Delta T + V_{H,M,bit} \cdot \beta_{H,M} \cdot \Delta T}{V_A + V_A \cdot \beta_{bit} \cdot \Delta T} \quad [\text{V-}\%]$$

- $V_{H,M,bit}$ = fiktives Hohlraumvolumen der Mineralstoffe im Asphalt [cm^3]
 $\beta_{H,M}$ = fiktiver kubischer Ausdehnungskoeffizient der Hohlräume im Mineralstoffgemisch [-]
 β_{bit} = kubischer Ausdehnungskoeffizient des Asphaltmischguts [-]

Diese Gleichung vereinfacht Arand aufgrund möglicher Grenzwertverhältnisse – wie einem geringen Bindemittelgehalt bei einem großen fiktiven Hohlraumgehalt der Mineralstoffe im Asphalt – zu einer Formel, aus der hervorgeht, daß der Anstieg des Hohlraumvolumens des Mineralstoffgemischs ca. 10 % der Volumenveränderung des Bitumens beträgt:

$$\Delta H_{bit}(T) = -0,9 \cdot \frac{B \cdot \rho_A}{\rho_B} \cdot \beta_B \cdot \Delta T \quad [\text{V-}\%]$$

Mit Hilfe eines aus [13] entnommenen Nomogramms läßt sich die Veränderung des Hohlraumgehalts infolge thermischer Beanspruchung in Abhängigkeit vom Bindemittelgehalt und der Raumdichte leicht bestimmen. Es ist erkennbar, daß Hohlraumänderungen durch eine große Raumdichte und einen hohen Bindemittelgehalt begünstigt werden.

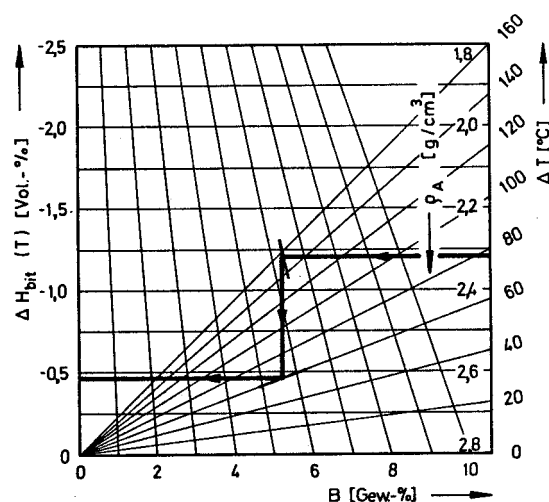


Abbildung 2.6: Thermisch bedingte Änderung des Hohlraumgehalts $\Delta H_{bit}(T)$ eines verdichteten Asphaltgemischs als Funktion des Bindemittelgehalts B , der Raumdichte ρ_A und der Temperaturdifferenz ΔT [13]

Die Richtigkeit der Überlegungen von Arand wird – auch auf der Grundlage experimenteller Untersuchungen – von Kohler [14] bestätigt.

Auf die Auswirkungen des Wirkungsansatzes der anteiligen Volumenänderungen durch Erwärmung des Mischgutes wird in Kapitel 5.2 noch einmal detaillierter eingegangen werden.

3 Untersuchungsmethodik

Zur Bestimmung des – im Interesse einer Vermeidung des Auftretens spontaner bleibender Verformungen – frühestmöglichen Zeitpunktes der Verkehrsfreigabe frisch verlegter Asphaltdeckschichten wird in dieser Arbeit der Frage nachgegangen, inwiefern der Verformungswiderstand von Asphalten durch unterschiedlich schnelle Abkühlung auf bestimmte Zieltemperaturen beziehungsweise durch unterschiedlich lange Expositionsdauern bei tieferen Temperaturen und Wiedererwärmung auf dieselben Zieltemperaturen beeinflusst wird. Zur Lösung dieses Problems sollen dynamische Stempeleindringversuche an zylindrischen Probekörpern eines Asphaltbetons 0/11 L auf einer Impulsprüfmaschine durchgeführt werden. Dabei werden Stempeleindringversuche

- zur Simulation der Bedingungen nach unterschiedlich schneller Abkühlung bei verschiedenen, während des Versuchs selbst konstant zu haltenden Temperaturen und
- zur Simulation der Bedingungen im Anschluß an die Wiedererwärmung nach unterschiedlich langen Expositionsdauern bei denselben Prüftemperaturen

durchgeführt.

Gegenstand der systematischen Variation sind die Abkühlrate, die Expositionsdauern vor Wiedererwärmung und die Prüftemperaturen selbst.

Das bei den experimentellen Untersuchungen anfallende Datenmaterial wird unter Anwendung mathematisch-statistischer Methoden ausgewertet.

Im Zuge der Bearbeitung des vom Bundesminister für Wirtschaft geförderten und von der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen betreuten Forschungsauftrages mit dem Titel „Pilotphase Qualitätssicherung in der Querschnittsforschung; Qualitätsplanung im Asphaltstraßenbau – behandelt am Beispiel des Verformungswiderstandes“ (AiF Nr. Q 27) aus dem Jahre 1996 [15] wurden am Institut

für Straßenwesen der Technischen Universität Braunschweig verschiedene Verfahren zur Ansprache des Verformungswiderstandes von Asphalt – im einzelnen der dynamische Druck-Schwellversuch, der dynamische Stempeleindringversuch, der Spurbildungstest sowie ein neu entwickelter dynamischer Triaxialversuch mit periodengleichem, aber phasenverschoben schwellendem Stützdruck – in einem umfangreichen Versuchsprogramm daraufhin untersucht, inwieweit deren Versuchsergebnisse auf Straßen beobachtete und meßtechnisch erfaßte Verformungen unter Berücksichtigung von Wetter und Verkehr während der Nutzungsdauer größenordnungsmäßig zutreffend beschreiben. Dabei stellte sich heraus, daß der dynamische Druck-Schwellversuch, der dynamische Stempeleindringversuch und insbesondere der dynamische Triaxialversuch das Verformungsverhalten von Deckschichten aus Asphaltbeton und Splittmastixasphalt mit guter Annäherung an auf Straßen in Quersprofilaufnahmen ermittelte Spurrinnentiefen zu bestimmen in der Lage sind (siehe Tabelle 3.1).

Asphalt-variante	Anzahl der Wertepaare	Dynamischer Druck-Schwellversuch	Dynamischer Stempeleindringversuch	Spurbildungstest	Dynamischer Triaxialversuch
Splittmastixasphalt	5	0,8601	0,8027	0,5550	0,9185
Asphaltbeton	4 (3)	0,9233	0,9592	0,9272	0,9966

Tabelle 3.1: Korrelationskoeffizienten der linearen Regressionen zur Überprüfung des Zusammenhangs zwischen den Ergebnissen der vier verschiedenen Versuchstypen und den fiktiven Dehnungen der Strecken mit jeweils gleicher Asphaltdeckschichtvariante (bei dynamischen Triaxialversuchen an Asphaltbetonen: $n = 3$)

In der vorliegenden Arbeit müssen die Asphaltprobekörper direkt nach ihrer Herstellung in einem programmierbaren Temperierschrank einer geregelten Abkühlung auf eine bestimmte Zieltemperatur unterworfen werden. Anschließend sind die Probekörper in die bereits auf die Prüftemperatur eingeregelter Versuchsanlage zur Ansprache des Verformungswiderstandes einzubauen. Da die Probekörper zur Vermeidung nicht praxisadäquater Ergebnisse unmittelbar nach dem Erreichen der Zieltemperatur

peratur der dynamischen Belastung unterworfen werden müssen, ist es von ausschlaggebender Bedeutung, daß der Einbau des Probekörpers in die Versuchsanlage innerhalb weniger Minuten vollzogen werden kann. Aus den Erfahrungen, die während der Bearbeitung des oben genannten AiF-Forschungsauftrages Nr. Q 27 gemacht worden sind, ist bekannt, daß bei der Durchführung von dynamischen Druck-Schwellversuchen und dynamischen Triaxialversuchen der Einbau der Probekörper in die Prüfanlage nicht weniger als 20 Minuten benötigt, beim dynamischen Stempeleindringversuch aber der Einbau innerhalb sehr kurzer Zeit – weniger als etwa zwei Minuten – zu bewerkstelligen ist.

Aufgrund dessen ist es unabdingbar erforderlich, für die Durchführung der Versuche zur Ansprache des Verformungswiderstandes den dynamischen Stempeleindringversuch einzusetzen. In diesem Versuch wird ein in einer zylindrischen Form fest eingespannter Probekörper bei einer bestimmten Prüftemperatur durch einen ebenen, kreisförmigen Stempel geringeren Durchmessers zentrisch dynamisch belastet. Während des Versuchs werden ständig die oberen und unteren Scheitelwerte der Spannung sowie der axialen Verformung aufgezeichnet.

In den folgenden Abschnitten werden die Versuchsvorbereitungen (siehe Abschnitt 3.1) sowie die verschiedenen Wetterbedingungen nachempfundene Temperierung (siehe Abschnitt 3.2) erläutert. Der Abschnitt 3.3 beschreibt den dynamischen Stempeleindringversuch im Detail. In ihm werden die Randbedingungen des Versuches festgelegt und die Probekörperherstellung sowie die Meßdatenerfassung erörtert.

3.1 Versuchsvorbereitungen

3.1.1 Zusammensetzung und Eigenschaften des Asphaltgemischs

Für die Herstellung der Asphaltbetonprobekörper kam ein Bindemittel B 80 der Raffinerie Brunsbüttel zur Anwendung, das freundlicherweise von der Elf Bitumen Deutschland GmbH zur Verfügung gestellt wurde. Die Kenndaten des Bindemittels finden sich in der nachstehenden Tabelle 3.2.

Das Mineralstoffgemisch des Asphaltbetons 0/11 L setzt sich im Korngrößenbereich größer 2 mm ausschließlich aus Gabbro-Edelsplitt aus Bad Harzburg und im Sandbereich aus einem Natursand aus Bortfeld bei Braunschweig sowie einen Brechsandanteil wiederum aus Bad Harzburger Gabbro zusammen. Als Füller wird ein Kalksteinmehl der Firma Fels-Werke GmbH aus Seesen im Harz gewählt.

Bindemittelkenndaten		
Merkmal	Dimension	B 80 Elf
Nadelpenetration bei T = +25 °C	1/10 mm	91
Erweichungspunkt Ring und Kugel	°C	46,0
Brechpunkt nach Fraaß	°C	-17
Dichte bei T = +25 °C	g/cm ³	1,022
Erläuterungen: Nadelpenetration bei einer Temperatur von T = +25 °C gemäß DIN EN 1426 Erweichungspunkt Ring und Kugel gemäß DIN EN 1427 Brechpunkt nach Fraaß gemäß DIN EN 12593 Dichte des Bindemittels gemäß DIN EN ISO 3838		

Tabelle 3.2: Kenndaten des Originalbitumens B 80 der Raffinerie Brunsbüttel (Elf)

Das Mischgut des Asphaltbetons wurde entsprechend der in Tabelle 3.3 wiedergegebenen Korngrößenverteilung rezeptiert. Mit einem Füllergehalt von 8 M-T, einem Brechsand-Natursand-Verhältnis von 2:1 und einem Splittgehalt von 56 M-T weist der Asphalt eine Rohdichte von $\rho_{R,M} = 2,834 \text{ g/cm}^3$ auf und entspricht somit einem gängigen leicht verdichtbaren Asphaltbeton. Das Bindemittel Bitumen B 80 der Deutschen Elf GmbH wurde in der Eignungsprüfung in den Gehalten B = 5,6 M-%, B = 5,9 M-% und B = 6,2 M-% zugegeben.

Für die Untersuchungen zur Ansprache des Verformungsverhaltens kommt der Asphaltbeton 0/11 L mit einem Bindemittelgehalt von B = 5,9 M-% zur Anwendung. Für die Probekörper wird eine Raumdichte von $2,520 \text{ g/cm}^3$ – bei einer Rohdichte von $2,566 \text{ g/cm}^3$ entsprechend einem Hohlraumgehalt von $H_{\text{bit}} = 1,78 \text{ V-\%}$ – angestrebt.

Kornklasse mm		Soll-Anteil	Soll-Anteil
		M-T	M-T
Füller	< 0,09	8,0	8,0
Sand	0,09 - 0,25	8,1	36,0
	0,25 - 0,71	14,9	
	0,71 - 2,0	13,0	
Splitt	2,0 - 5,0	20,0	56,0
	5,0 - 8,0	18,0	
	8,0 - 11,2	18,0	

Tabelle 3.3: Korngrößenverteilung des Asphaltbetons 0/11 L (Brechsand : Natursand = 2:1)

3.1.2. Probekörperherstellung und Probenvorbehandlung

Da im Rahmen dieser Arbeit die Auswirkungen unterschiedlicher Temperierungen der Asphaltprobekörper auf den Verformungswiderstand untersucht werden, kommt der zeitgenauen Probekörperherstellung und der exakten Temperatureinhaltung in allen Arbeitsschritten eine herausragende Bedeutung zu. Für die dynamischen Stempleindringversuche werden zylindrische Probekörper mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Höhe von rund 45 mm benötigt. Die Randbedingungen dieser Arbeit erfordern es darüber hinaus, daß die Probekörper unmittelbar nach der Herstellung eine Temperatur von $T = 105\text{ °C}$ besitzen und sich bereits in einem Metallring befinden, der jegliche Seitendehnung vor und während der Belastung verhindert. Aufgrund dieser Vorgaben wurden umfangreiche Voruntersuchungen unternommen, die zum Ergebnis führten, daß die Herstellung der Probekörper einzig und allein mit dem Gyrator praktikabel ist.

Als Bezugsraumdicke des zu untersuchenden Asphaltbetons 0/11 L wurde die Raumdicke des Marshall-Probekörpers entsprechend DIN 1996 Teil 4 herangezogen. Als Zielwert für die Verdichtung der Asphaltprobekörper für die Durchführung der dynamischen Stempleindringversuche wurde ein Verdichtungsgrad von mindestens $k = 99\text{ %}$ angestrebt.

Nach der ausreichenden Bevorratung mit Mineralstoffen und Bitumen wurden die Mineralstoffe gewaschen und präparativ naß gesiebt. Anschließend wurden sie entsprechend den Ausführungen der DIN 1996 Teil 20 im Wärmeschrank getrocknet und sodann nochmals trocken gesiebt, um letzte Über- und Unterkornanteile zu entfernen.

Mit der kleinsten Kornklasse beginnend wurden die Mineralstoffe in einen Blechimer eingewogen und über Nacht bei einer Temperatur von $T \leq 170\text{ °C}$ beheizt. Die benötigte Bindemittelmenge wurde am darauffolgenden Morgen in eine Kasserolle abgefüllt, innerhalb weniger Minuten auf $T = + 150\text{ °C}$ erwärmt und den Mineralstoffen unmittelbar vor dem Mischprozeß zugegeben. Nach zweieinhalbminütigem Mischen in einem Labormischer vom Typ Rego 2 SM wurde eine Probeteilung des Mischguts vorgenommen. Die für jeden Probekörper benötigten Mengen wurden in kleine, verschließbare Behälter gefüllt und bei $T = 135\text{ °C}$ im Wärmeschrank bis zur weiteren Verarbeitung gelagert.

Für die Verdichtung des Mischguts kam ein Gyrator vom Typ Servopac der Firma ELE International zur Anwendung. Dieses Gerät zeichnet sich durch eine pneumatische Einstellung des Gyratorwinkels Φ aus und ist in der Lage, die Probekörperdicken kontinuierlich mittels induktiver Wegaufnehmer zu erfassen und auf einen mit dem Gerät verbundenen Personal Computer zu übertragen.

Mittels Vorversuchen wurde für das Asphaltmischgut die erforderliche Anzahl der Umdrehungen zum Erreichen des Soll-Verdichtungsgrads von $k \geq 99\%$ ermittelt. Da die Probekörper jedoch nach der Herstellung eine Temperatur von $T = 105\text{ °C}$ aufweisen müssen, war es notwendig, die Verdichtungsdauer zu begrenzen. Es wurde deshalb zunächst die Vertikalbelastung erhöht und mit dieser Last die erforderliche Umdrehungszahl ermittelt. Tabelle 3.4 zeigt für den Asphaltbeton 0/11 L die erforderliche Raumdichte sowie die Vorgaben an den Gyrator.

		AB 0/11 L
Gyratorwinkel Φ	°	1
Rotationsgeschwindigkeit ω	min ⁻¹	30
Anzahl der Umdrehungen	–	50
Vertikalbelastung	N	10.550
Raumdicke	g/cm ³	2,510

Tabelle 3.4: Kenngrößen für die gyratorische Verdichtung zur Herstellung der Asphaltprobekörper und Angabe der angestrebten Raumdicke

Unmittelbar nach der Verdichtung der Probekörper werden diese pneumatisch aus der Verdichtungsform in den seitendehnungsverhindernden Prüfring gepreßt und in den auf $T = 105\text{ °C}$ vortemperierten Wärme-Kälte-Schrank gelegt. Um eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Probekörper sicherzustellen, werden sie dort für fünf Minuten bei $T = 105\text{ °C}$ gelagert, ehe die computergesteuerte Temperierung zur gezielten Abkühlung beginnt.

3.2 Modalitäten der Temperierung

Wegen des thermo-viskosen Charakters des Bindemittels Bitumen hängen die mechanischen Eigenschaften von Asphalten in hohem Maße sowohl von der Temperatur als wahrscheinlich auch von der Temperaturrate ab. Um letztere Vermutung zu verifizieren oder gegebenenfalls auch zu falsifizieren, ist es notwendig, den Verformungswiderstand von Asphalten unmittelbar

- nach schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung sowie
- nach Wiedererwärmung von einem niedrigeren, für unterschiedlich lange Expositionsdauern gehaltenen Temperaturniveau aus

experimentell zu untersuchen.

Zur Schaffung praxisadäquater Temperierungsprogramme für die Probekörpervorbereitung zur Ermittlung des temperaturregimeabhängigen Verformungswiderstandes von Asphalten wird auf die Arbeiten [16 und 17] von Bossemeyer zurückgegriffen, um die Asphaltprobekörper zur Ansprache des Verformungswiderstandes mit hoher beziehungsweise niedriger Temperaturrate unterschiedlichen Wetterbedingungen angepaßt abkühlen oder auch nach unterschiedlich langen Expositionsdauern bei tieferen Temperaturen wiedererwärmen zu können.

Die wärmetechnischen Grundlagen nach Bossemeyer werden im Abschnitt 3.2.1 und die Vorgaben zur Steuerung des Wärme-Kälte-Schranks im Abschnitt 3.2.2 vorgestellt.

3.2.1 Grundlagen nach Bossemeyer

Nach Bossemeyer [16 und 17] ist die mittlere relative Schichttemperatur ϑ einer Asphaltschicht während der Abkühlung nach dem Einbau wie folgt definiert:

$$\vartheta = 100 \cdot \frac{T_m - T_L}{T_A - T_L} \quad [\%] .$$

Darin bedeuten:

- ϑ = mittlere relative Schichttemperatur [%],
- T_m = mittlere Schichttemperatur [°C], die der aktuellen Wärmekapazität der gesamten Schicht entspricht,
- T_L = Mittel aus Lufttemperatur und Oberflächentemperatur der Unterlage [°C],
- T_A = Temperatur des Asphalts [°C] beim Aufbringen auf die Unterlage.

Nach Einführung einer relativen Schichtdicke δ mit

$$\delta = \frac{\lambda}{a \cdot d} \quad [-]$$

und einer ideellen Zeit τ mit

$$\tau = \frac{2 \cdot a}{d^2} \cdot t \quad [-]$$

läßt sich die mittlere relative Schichttemperatur ϑ als Funktion der Zeit mit Hilfe der folgenden Gleichung berechnen:

$$\vartheta = 100 \cdot \frac{e^{-\frac{0,38 \cdot \tau}{\delta}}}{1 + 0,76 \cdot \tau^{0,75}} \quad [\%]. \quad \text{Gl. 3.1}$$

In den drei obigen Gleichungen bedeuten:

- δ = relative Schichtdicke [-],
- d = Schichtdicke [m],
- λ = Wärmeleitfähigkeit [J/m·h·K],
- α = Wärmeübergangszahl [J/m²·h·K],
- τ = ideelle Zeit [-],
- t = Zeit [h],
- a = Temperaturleitfähigkeit [m²/h].

Die Temperaturleitfähigkeit a mit $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho_A} \quad [\text{m}^2/\text{h}]$

gibt an, mit welcher Geschwindigkeit sich eine Temperaturänderung von einer Stelle eines Körpers aus in diesem ausbreitet.

Dabei bedeuten zusätzlich zu den oben bereits erläuterten Formelzeichen:

c = spezifische Wärmekapazität [J/kg·K],

ρ_A = Raumdichte des Asphalts [kg/m³].

Aus Gleichung 3.1 folgt:

$$\vartheta = 100 \cdot \frac{T_m - T_L}{T_A - T_L} = 100 \cdot \frac{e^{-\frac{0,38 \cdot \tau}{\delta}}}{1 + 0,76 \cdot \tau^{0,75}} \quad [\%]$$

$$T_m = [T_A - T_L] \cdot \frac{e^{-\frac{0,38 \cdot \tau}{\delta}}}{1 + 0,76 \cdot \tau^{0,75}} + T_L \quad [^{\circ}\text{C}]$$

$$T_m = [T_A - T_L] \cdot \frac{e^{-\frac{0,38 \cdot 2 \cdot a \cdot \alpha \cdot d}{d^2 \cdot \lambda}}}{1 + 0,76 \cdot \left(\frac{2 \cdot a}{d^2} \cdot t \right)^{0,75}} + T_L \quad [^{\circ}\text{C}]$$

$$T_m = [T_A - T_L] \cdot \frac{e^{-\frac{0,76 \cdot \alpha}{d \cdot c \cdot \rho_A} \cdot t}}{1 + 0,76 \cdot \left(\frac{2 \cdot \lambda}{d^2 \cdot c \cdot \rho_A} \cdot t \right)^{0,75}} + T_L \quad [^{\circ}\text{C}]. \quad \text{Gl. 3.2}$$

Es ist also möglich, mit Hilfe der Gleichung 3.2 die mittlere Schichttemperatur T_m , die der Wärmekapazität einer Asphaltschicht mit über die Dicke ungleichmäßig verteilter Temperatur entspricht, in Abhängigkeit von der Zeit zu berechnen, sofern die wärmetechnischen Kenngrößen, die Raumdichte und die Schichtdicke bekannt sind.

Es läßt sich zeigen, daß Streuungen der Einflußgrößen Raumdichte ρ_A , spezifische Wärmekapazität c und Wärmeleitfähigkeit λ des Asphalts im Rahmen praxisnaher Variationsbereiche das Ergebnis der Berechnung der mittleren Schichttemperatur T_m nur wenig beeinflussen; daher wird einheitlich mit folgenden Schätzwerten gerechnet:

- Raumdichte $\rho_A = 2.500 \text{ kg/m}^3$,
- spezifische Wärmekapazität $c = 980 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$,
- Wärmeleitzahl $\lambda = 5.000 \text{ J/m}\cdot\text{h}\cdot\text{K}$.

Da die Schichtdicke d – es geht ausschließlich um Asphaltdeckschichten – mit $d = 0,04 \text{ m}$ ebenfalls als konstant angenommen werden kann, vereinfacht sich die Gleichung 3.2 zur Berechnung der mittleren Schichttemperatur wie folgt:

$$T_m = [T_A - T_L] \cdot \frac{e^{-7,755 \cdot 10^{-6} \cdot \alpha \cdot t}}{1 + 1,5341 \cdot t^{0,75}} + T_L \quad [^\circ\text{C}]. \quad \text{Gl. 3.3}$$

Die Wärmeübergangszahl α setzt sich aus den Anteilen der effektiven Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R und der Konvektion α_K zusammen:

$$\alpha = \alpha_R + \alpha_K \quad [\text{J/m}^2\cdot\text{h}\cdot\text{K}].$$

Die Wärmeübergangszahl der Strahlung α_R gehorcht der folgenden Beziehung:

$$\alpha_R = 4.186,8 \cdot \frac{4,5 \cdot \left(\frac{T_O + 273}{100}\right)^4 - 3,92 \cdot (1 - 0,22 \cdot 10^{-0,055 \cdot e_0}) \cdot \left(\frac{T_L + 273}{100}\right)^4}{T_O - T_L} \quad [\text{J/m}^2\cdot\text{h}\cdot\text{K}].$$

Sie lässt sich also bei Kenntnis der Oberflächentemperatur des Asphalts T_O , der Temperatur der Luft T_L sowie des Dampfdrucks e_0 berechnen. Letzterer wird einheitlich zu 5 mm Quecksilbersäule angenommen. Daraus folgt:

$$\alpha_R = 4.186,8 \cdot \frac{4,5 \cdot \left(\frac{T_O + 273}{100}\right)^4 - 3,46 \cdot \left(\frac{T_L + 273}{100}\right)^4}{T_O - T_L} \quad [\text{J/m}^2\cdot\text{h}\cdot\text{K}]. \quad \text{Gl. 3.4}$$

Für eine Anzahl ausgewählter Kombinationen der Oberflächentemperatur des Asphalts T_O sowie der Temperatur der Luft T_L sind die Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R in Tabelle 3.5 zahlenmäßig angegeben.

T_O [°C] T_L [°C]	100	90	80	70	60	50	40	30	20	10
30	34.656	34.171	34.088	34.669	36.522	41.484	58.727	∞	-	-
25	33.394	32.752	32.419	32.564	33.551	36.332	44.393	89.128	-	-
20	32.241	31.481	30.963	30.803	31.227	32.769	37.033	52.040	∞	-
15	31.180	30.329	29.674	29.294	29.335	30.117	32.468	39.429	78.389	-
10	30.197	29.276	28.518	27.977	27.750	28.038	29.304	32.943	45.937	∞
5	29.281	28.307	27.470	26.808	26.390	26.344	26.945	28.912	34.888	68.538
0	28.423	27.407	26.510	25.759	25.201	24.921	25.091	26.113	29.195	40.383

Tabelle 3.5: Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R [J/m²·h·K] in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur des Asphalts T_O und der Temperatur der Luft T_L

Die Wärmeübergangszahlen der Konvektion α_{K0} hängen bei freier Strömung (kein Wind) von der Differenz zwischen der Oberflächentemperatur des Asphalts T_O und der Temperatur der Luft T_L ab. Sie werden der Abbildung 2 von Bossemeyer in [16] entnommen beziehungsweise inter- oder extrapoliert und sind in Tabelle 3.6 aufgelistet.

$T_O - T_L$	K	100	90	80	70	60	50	40	30	20	10
α_{K0}	J/m ² ·h·K	38.130	36.250	34.370	32.491	30.419	28.348	25.895	23.442	20.989	18.400

Tabelle 3.6: Wärmeübergangszahlen der Konvektion α_{K0} [J/m²·h·K] für die Windgeschwindigkeit $w = 0$ m/s in Abhängigkeit von der Differenz zwischen der Oberflächentemperatur des Asphalts T_O und der Temperatur der Luft T_L

Bei erzwungener Strömung (Wind) sind die Wärmeübergangszahlen der Konvektion α_K eine Funktion der Windgeschwindigkeit w [m/s] und des arithmetischen Mittels aus der Oberflächentemperatur des Asphalts T_O und der Temperatur der Luft T_L .

Auch diese Werte werden der Abbildung 2 von Bossemeyer in [16] entnommen beziehungsweise geschätzt.

$\frac{T_o + T_L}{2} [^{\circ}\text{C}]$ $w [\text{m/s}]$	65	60	55	50	45	40	35	30	25	20
5	52.335	52.989	53.643	54.297	54.952	55.606	56.260	56.920	57.590	58.270
10	86.762	87.770	88.778	89.786	90.795	91.804	92.815	93.830	94.850	95.880
15	118.326	119.716	121.106	122.496	123.887	125.277	126.670	128.070	129.480	130.900
20	147.329	148.937	150.545	152.153	153.762	155.370	156.980	158.600	160.230	161.870

Tabelle 3.7: Wärmeübergangszahlen der Konvektion $\alpha_K [J/m^2 \cdot h \cdot K]$ in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie dem arithmetischen Mittel aus der Oberflächentemperatur des Asphalts T_o und der Temperatur der Luft T_L

Mit Hilfe der in den Tabellen 3.5 bis 3.7 angegebenen Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R und der Konvektion α_K können bei Rückgriff auf Gleichung 3.3 die mittleren Temperaturen der Asphaltschicht T_m in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w und der Zeit t berechnet werden. Als Ergebnis derartiger Berechnungen ergeben sich praxisnahe Temperaturraten für beliebige – also auch große und kleine – Abkühlgeschwindigkeiten. Die Vorgehensweise wird im Abschnitt 3.2.2 erläutert.

3.2.2 Vorgaben für die Temperierung im Wärme-Kälte-Schrank

Ziel der Temperierung im Wärme-Kälte-Schrank ist es, Asphaltprobekörper praxisadäquaten Temperaturganglinien zu unterwerfen, um anhand der anschließenden Prüfung im dynamischen Stempelindringversuch

- bei Erreichen der Prüftemperaturen von $T = + 55 ^{\circ}\text{C}$, $T = + 40 ^{\circ}\text{C}$ und $T = + 25 ^{\circ}\text{C}$ nach schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung und alternativ
- nach einer Expositionsdauer von $t_{\text{Ex}} = 2 \text{ h}$, $t_{\text{Ex}} = 16 \text{ h}$ oder $t_{\text{Ex}} = 40 \text{ h}$ bei einer Expositionstemperatur von $T_{\text{Ex}} = + 10 ^{\circ}\text{C}$ oder $T_{\text{Ex}} = + 25 ^{\circ}\text{C}$ und einer Wiedererwärmung auf die Prüftemperaturen von $T_{\text{Pr}} = + 25 ^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{Pr}} = + 40 ^{\circ}\text{C}$ und $T_{\text{Pr}} = + 55 ^{\circ}\text{C}$

den Einfluß der unterschiedlichen Expositionsbedingungen auf den Verformungswiderstand der Asphalte exemplarisch untersuchen zu können. Dazu sind für die Versuche mit unterschiedlichen Abkühlraten zwei Temperaturganglinien und für die Versuche mit Wiedererwärmung eine Temperaturganglinie auf der Basis der Gleichungen von Bossemeyer zu ermitteln.

Für die unterschiedlich schnellen Abkühlmodalitäten werden unter der Annahme, daß die mittlere Temperatur T_m der Asphaltschicht nach der Verdichtung mit $T = 105\text{ °C}$ um $\Delta T = 5\text{ K}$ höher liegt als die Oberflächentemperatur T_O , für sieben verschiedene Lufttemperaturen – nämlich $T_L = +30\text{ °C}$, $T_L = +25\text{ °C}$, $T_L = +20\text{ °C}$, $T_L = +15\text{ °C}$, $T_L = +10\text{ °C}$, $T_L = +5\text{ °C}$ und $T_L = 0\text{ °C}$ – sowie fünf unterschiedliche Windgeschwindigkeiten – und zwar $w = 0\text{ m/s}$, $w = 5\text{ m/s}$, $w = 10\text{ m/s}$, $w = 15\text{ m/s}$ und $w = 20\text{ m/s}$ – die Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R und der Konvektion α_K den Tabellen 3.5 bis 3.7 entnommen, wobei Zwischenwerte linear interpoliert werden. Mit diesen in Tabelle 3.8 wiedergegebenen Wärmeübergangszahlen und der Gleichung 3.3 werden für jede der angenommenen Lufttemperaturen T_L und Windgeschwindigkeiten w die mittleren Schichttemperaturen T_m berechnet. Für jeden Abkühlvorgang wird vereinfachend mit konstanten Werten für die Wärmeübergangszahlen gerechnet, wodurch sich nur sehr geringe Abweichungen von den tatsächlichen Schichttemperaturen ergeben.

Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in Tabelle 3.9 zahlenmäßig dokumentiert und exemplarisch für die Lufttemperaturen $T_L = +30\text{ °C}$, $T_L = +20\text{ °C}$, $T_L = +10\text{ °C}$ und $T_L = 0\text{ °C}$ in den Abbildungen 3.1 und 3.2 graphisch dargestellt.

Um festzustellen, welche maximale Abkühlgeschwindigkeit mit dem sehr leistungsstarken Wärme-Kälte-Schrank auf die inneren Bereiche des Asphaltmaterials übertragbar ist, ist ein Asphaltprobekörper horizontal angebohrt und mit einem Temperaturfühler versehen worden, der die Temperaturen im Innern des Probekörpers während der gesamten Temperierungsphase gemessen und an den zur Ansteuerung des Wärme-Kälte-Schranks benutzten Computer weitergeleitet hat, wo sie in zeit-

Lufttemperatur T_L	Wärmeübergangszahl α	Windgeschwindigkeit w [m/s]				
°C	J/m ² ·h·K	0	5	10	15	20
30	α_R	34.656	34.656	34.656	34.656	34.656
	α_K	32.491	52.335	86.762	118.326	147.329
	α	67.147	86.991	121.418	152.982	181.985
25	α_R	33.394	33.394	33.394	33.394	33.394
	α_K	33.430	52.662	87.266	119.021	148.133
	α	66.824	86.056	120.660	152.415	181.527
20	α_R	32.241	32.241	32.241	32.241	32.241
	α_K	34.370	52.989	87.770	119.716	148.937
	α	66.611	85.230	120.011	151.957	181.178
15	α_R	31.180	31.180	31.180	31.180	31.180
	α_K	35.310	53.316	88.274	120.411	149.741
	α	66.490	84.496	119.454	151.591	180.921
10	α_R	30.197	30.197	30.197	30.197	30.197
	α_K	36.250	53.643	88.778	121.106	150.545
	α	66.447	83.840	118.975	151.303	180.742
5	α_R	29.281	29.281	29.281	29.281	29.281
	α_K	37.190	53.970	89.282	121.801	151.349
	α	66.471	83.251	118.563	151.082	180.630
0	α_R	28.423	28.423	28.423	28.423	28.423
	α_K	38.130	54.297	89.786	122.496	152.153
	α	66.553	82.720	118.209	150.919	180.576

Tabelle 3.8: Wärmeübergangszahlen der Strahlung α_R [J/m²·h·K] und Konvektion α_K [J/m²·h·K] sowie deren Summe α [J/m²·h·K] in Abhängigkeit von der Lufttemperatur T_L und der Windgeschwindigkeit w

Mittlere Schichttemperatur T_m [°C]											
T_L [°C]	$\begin{matrix} t \text{ [h]} \\ w \text{ [m/s]} \end{matrix}$	0,0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,75	1,0	1,25	1,5	2,0
+ 30	0	105	85,9	76,3	69,6	60,2	52,7	47,6	43,9	41,2	37,4
	5	105	85,1	74,9	67,8	58,0	50,2	45,1	41,5	38,9	35,4
	10	105	83,6	72,6	64,9	54,5	46,6	41,5	38,2	35,9	33,2
	15	105	82,3	70,6	62,4	51,7	43,8	39,0	36,1	34,1	32,0
	20	105	81,2	68,8	60,3	49,4	41,6	37,2	34,6	32,9	31,2
+ 25	0	105	84,7	74,4	67,2	57,3	49,3	43,8	39,9	36,9	32,9
	5	105	83,8	73,0	65,4	55,0	46,7	41,2	37,3	34,5	30,9
	10	105	82,2	70,5	62,3	51,2	42,7	37,4	33,8	31,4	28,4
	15	105	80,8	68,3	59,6	48,2	39,7	34,7	31,5	29,4	27,1
	20	105	79,6	66,4	57,3	45,7	37,4	32,7	29,9	28,1	26,3
+ 20	0	105	83,4	72,5	64,9	54,3	45,8	40,0	35,8	32,7	28,4
	5	105	82,5	71,1	63,0	51,9	43,2	37,3	33,2	30,2	26,3
	10	105	80,8	68,4	59,6	47,9	38,9	33,2	29,4	26,8	23,7
	15	105	79,4	66,0	56,8	44,7	35,7	30,3	26,9	24,7	22,2
	20	105	78,0	64,0	54,4	42,0	33,3	28,2	25,2	23,4	21,4
+ 15	0	105	82,2	70,6	62,5	51,4	42,3	36,2	31,8	28,5	24,0
	5	105	81,2	69,1	60,6	48,9	39,6	33,4	29,1	25,9	21,8
	10	105	79,5	66,3	57,0	44,6	35,1	29,1	25,0	22,3	18,9
	15	105	77,9	63,8	54,0	41,1	31,7	26,0	22,4	20,0	17,4
	20	105	76,5	61,6	51,4	38,3	29,1	23,7	20,5	18,6	16,5
+ 10	0	105	80,9	68,7	60,2	48,4	38,9	32,4	27,7	24,2	19,5
	5	105	79,9	67,2	58,2	45,9	36,1	29,6	25,0	21,6	17,2
	10	105	78,1	64,1	54,4	41,3	31,3	24,9	20,7	17,7	14,2
	15	105	76,4	61,5	51,2	37,6	27,6	21,6	17,8	15,3	12,5
	20	105	74,9	59,2	48,5	34,7	24,8	19,2	15,9	13,8	11,6
+ 5	0	105	79,6	66,8	57,8	45,4	35,4	28,6	23,7	20,0	15,0
	5	105	78,7	65,2	55,8	42,9	32,6	25,7	20,9	17,3	12,7
	10	105	76,7	62,0	51,8	38,0	27,4	20,7	16,3	13,2	9,4
	15	105	74,9	59,3	48,4	34,1	23,6	17,2	13,2	10,6	7,7
	20	105	73,3	56,8	45,5	31,0	20,7	14,8	11,2	9,0	6,7
+ 0	0	105	78,3	64,9	55,4	42,4	31,9	24,7	19,6	15,7	10,4
	5	105	77,4	63,3	53,4	39,8	29,0	21,8	16,7	13,0	8,1
	10	105	75,3	59,9	49,2	34,7	23,6	16,6	11,9	8,6	4,7
	15	105	73,4	57,0	45,6	30,6	19,5	12,9	8,6	5,9	2,8
	20	105	71,7	54,4	42,5	27,3	16,4	10,2	6,5	4,2	1,8

Tabelle 3.9: Mittlere Schichttemperaturen T_m [°C] im Asphalt nach Bossemeyer für Lufttemperaturen $T_L = + 30$ °C, $T_L = + 25$ °C, $T_L = + 20$ °C, $T_L = + 15$ °C, $T_L = + 10$ °C, $T_L = + 5$ °C und $T_L = 0$ °C in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie der Zeit t

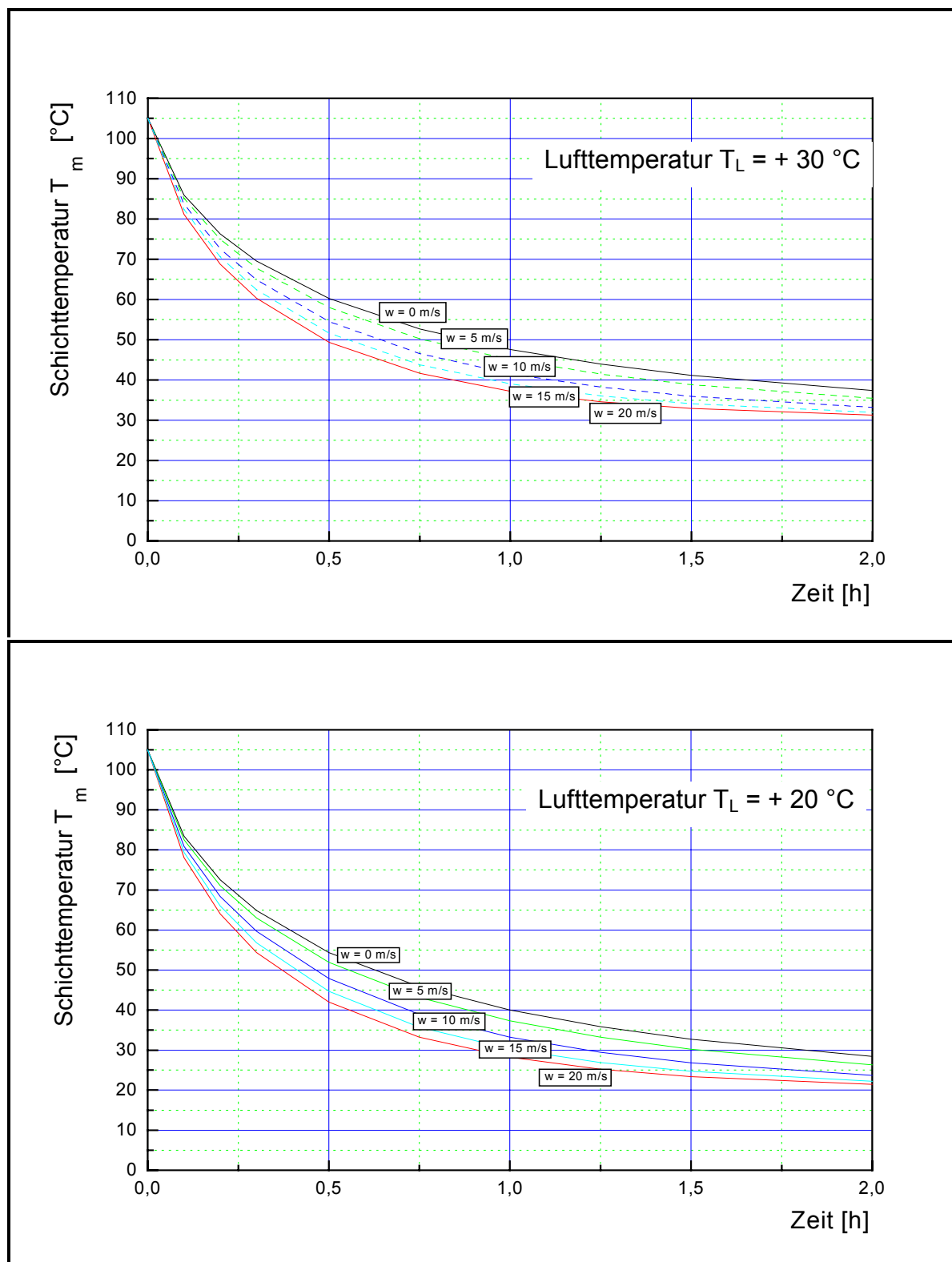


Abbildung 3.1: Graphische Darstellung der mittleren Schichttemperaturen T_m [°C] im Asphalt nach Bossemeyer für Lufttemperaturen $T_L = + 30\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $T_L = + 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie der Zeit t

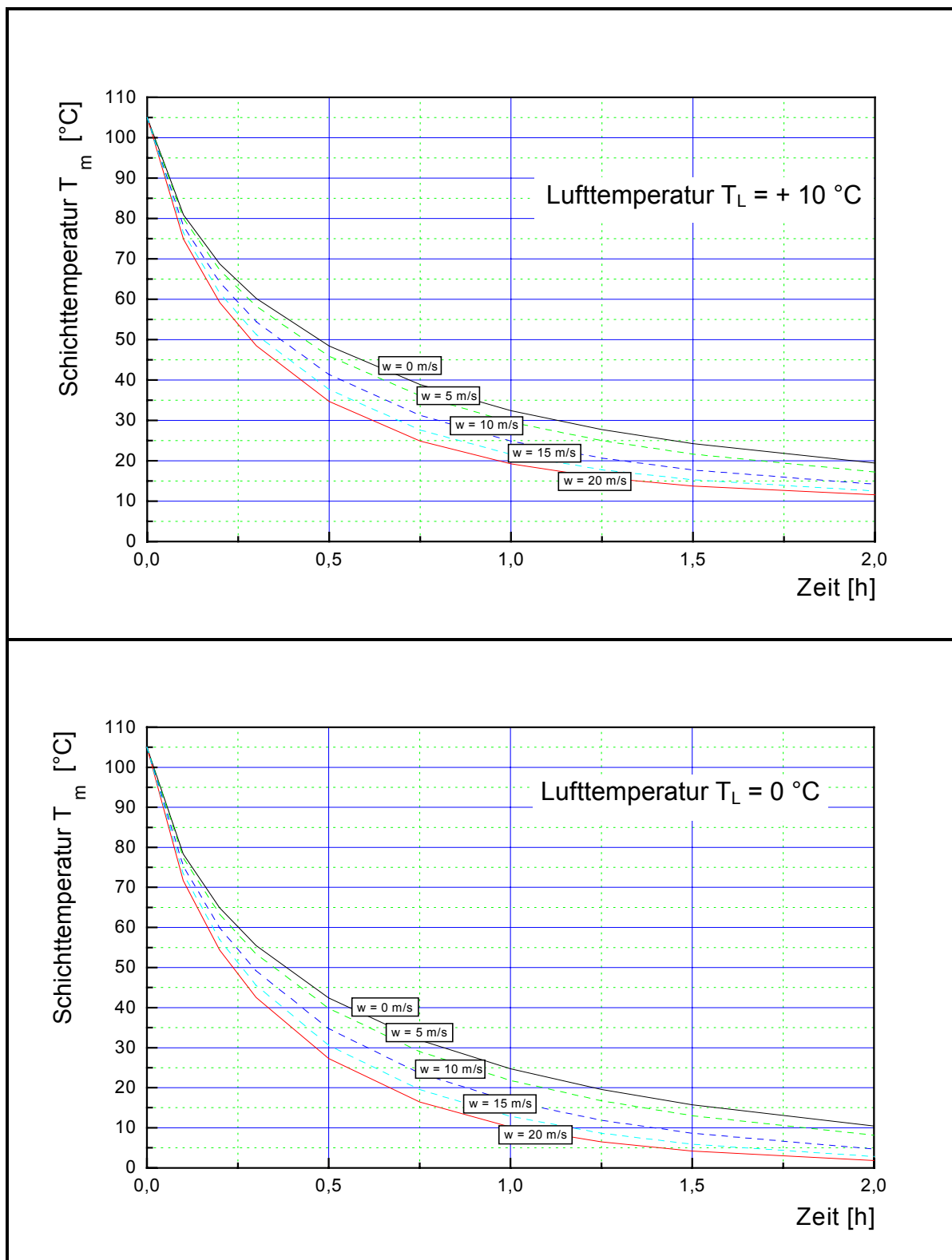


Abbildung 3.2: Graphische Darstellung der mittleren Schichttemperaturen T_m [°C] im Asphalt nach Bossemeyer für Lufttemperaturen $T_L = +10\text{ °C}$ und $T_L = 0\text{ °C}$ in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit w sowie der Zeit t

lichen Abständen von 2 Sekunden zusammen mit der Lufttemperatur in der Temperierkammer aufgezeichnet wurden. Als Ergebnis dieses Versuchs konnte festgehalten werden, daß die schnellstmögliche Abkühlung sich entsprechend einer Temperaturganglinie nach Bossemeyer für eine Lufttemperatur von $T_L = 0\text{ °C}$ bei einer Windgeschwindigkeit von $w = 0\text{ m/s}$ beziehungsweise einer Lufttemperatur von $T_L = +10\text{ °C}$ bei einer Windgeschwindigkeit w von knapp 10 m/s einstellt, was einer Abkühlung von $T_m = +105\text{ °C}$ auf $T_m = +55\text{ °C}$ innerhalb eines Zeitraums von rund 18 Minuten – entsprechend 0,3 Stunden – gleichkommt. Die theoretisch mögliche Abkühlung um 50 K innerhalb einer Zeitspanne von 12 Minuten ist also unter den gegebenen apparativen Voraussetzungen praktisch nicht zu verwirklichen. Dieses Resultat darf nicht verwundern, da die Auskühlprozesse in Asphaltsschichten in entscheidendem Maß von der Windgeschwindigkeit w abhängen, die Windverhältnisse jedoch im Wärme-Kälte-Schrank nicht simuliert werden können.

Bei der Festlegung der geringsten Abkühlrate wurde für die Prüftemperaturen von $T_{Pr} = +55\text{ °C}$ und $T_{Pr} = +40\text{ °C}$ von einer Lufttemperatur $T_L = +30\text{ °C}$ und für die Prüftemperatur von $T_{Pr} = +25\text{ °C}$ von einer Lufttemperatur $T_L = +20\text{ °C}$ ausgegangen. In allen Fällen wurde die Windgeschwindigkeit mit $w = 0\text{ m/s}$ angenommen.

Tabelle 3.10 zeigt die gewählten Temperierzeiten für unterschiedlich schnelle Abkühlungen bis zum Erreichen der Prüftemperaturen im einzelnen. Graphisch werden die Zusammenhänge durch die Prinzipskizze in Abbildung 3.3 verdeutlicht.

zu erreichende Prüftemperatur	Abkühldauer bei Abkühlgeschwindigkeit	
	schnell	langsam
°C	min	min
+ 55	20	35
+ 40	24	90
+ 25	30	150

Tabelle 3.10: Dauer der Temperierphase [min] bis zum Erreichen der Prüftemperatur T_{Pr} in Abhängigkeit von der Abkühlgeschwindigkeit

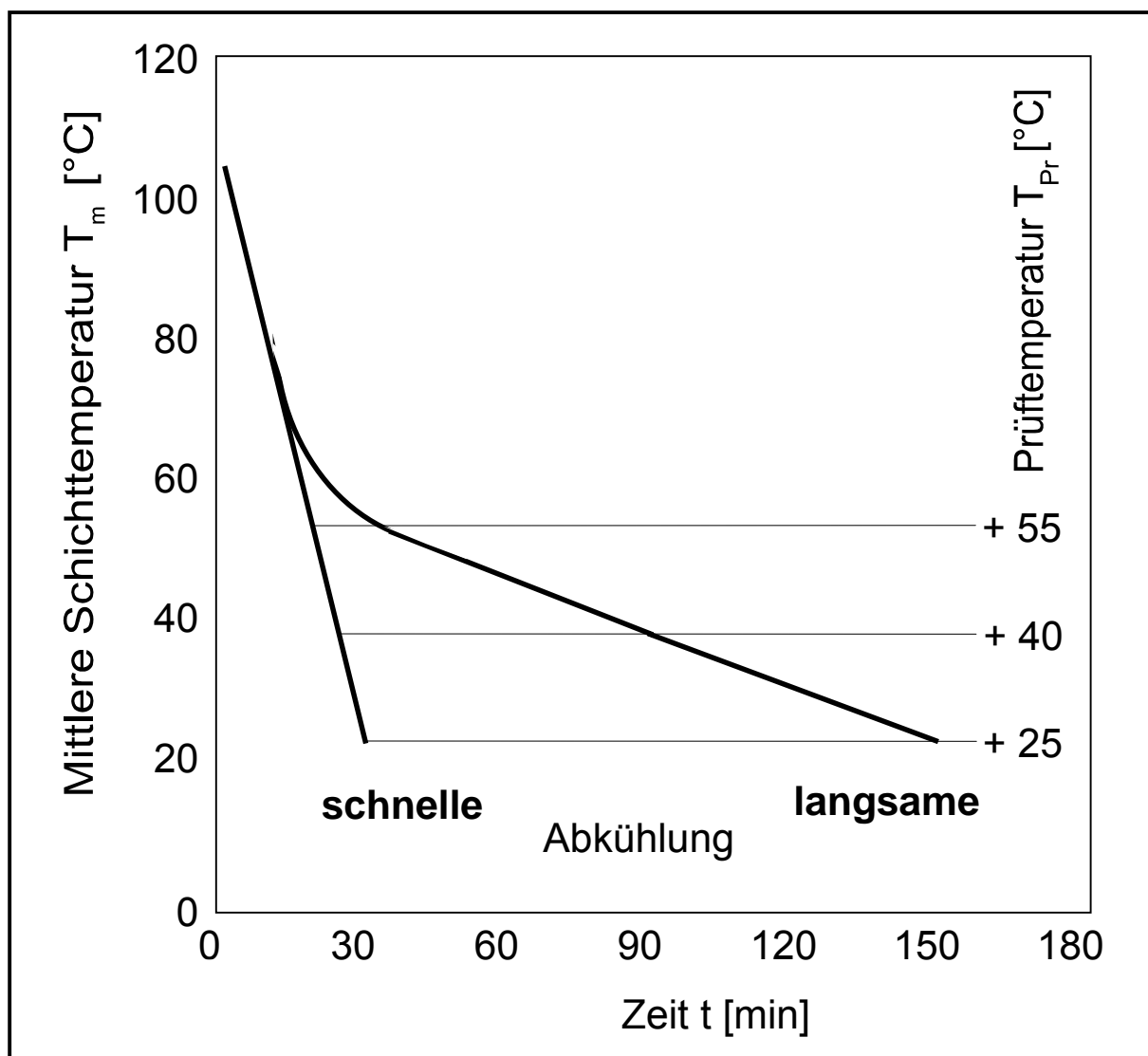


Abbildung 3.3: Prinzipskizze für den Verlauf der Probekörpertemperaturen [°C] bei schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung auf die Prüftemperaturen von $T_{Pr} = +55$ °C, $T_{Pr} = +40$ °C beziehungsweise $T_{Pr} = +25$ °C

Die Versuche zur Ermittlung des Verformungswiderstandes nach unterschiedlich langen Expositionsauern erfolgen grundsätzlich nach schneller Abkühlung auf die Expositionstemperaturen von $T_{Ex} = +25$ °C beziehungsweise $T_{Ex} = +10$ °C. Die Expositionsauern werden zu $t_{Ex} = 2$ h, $t_{Ex} = 16$ h beziehungsweise $t_{Ex} = 40$ h gewählt. Die Wiedererwärmung auf die jeweils gerade einzustellende Prüftemperatur von alternativ $T_{Pr} = +55$ °C, $T_{Pr} = +40$ °C oder $T_{Pr} = +25$ °C wird ebenfalls in möglichst geringer Zeit vollzogen, ohne jedoch dabei das Risiko einer ungleichmäßigen Temperatur-

verteilung von der Asphaltoberfläche her zum Innern des Probekörpers einzugehen. Die Temperierzeiten dieser Versuche können der Tabelle 3.11 entnommen werden.

zu erreichende Expositions- bzw. Prüftemperatur	Abkühl- bzw. Erwärmungsdauer bei		
	schneller Abkühlung	schneller Wiedererwärmung von + 10 °C von + 25 °C	
°C	min	min	min
+ 55	–	24	18
+ 40	–	18	12
+ 25	30	12	–
+ 10	40	–	–

Tabelle 3.11: Dauer der Abkühlphase [min] bis zum Erreichen der Expositionstemperatur sowie der Wiedererwärmungsphase bis zum Erreichen der Prüftemperatur

Aus den Temperierzeiten gemäß Tabelle 3.11 ergeben sich unter Berücksichtigung der unterschiedlich langen Expositionsauern von $t = 2$ h, $t = 16$ h beziehungsweise $t = 40$ h die in Abbildung 3.4 als Prinzipskizze dargestellten Temperaturverläufe für die Versuche mit Wiedererwärmung der Probekörper nach vorausgegangener Abkühlung auf die Expositionstemperaturen von $T_{\text{Ex}} = + 10$ °C beziehungsweise $T_{\text{Ex}} = + 25$ °C.

Mit der Expositionsauer von $t_{\text{Ex}} = 2$ h wird der Fall der sofortigen Verkehrsübergabe nach Fertigstellung der Deckschicht simuliert; mit den Expositionsauern von $t_{\text{Ex}} = 16$ h beziehungsweise $t_{\text{Ex}} = 40$ h werden Ruhephasen der Asphaltdeckschicht von einer Nacht beziehungsweise zwei Nächten nachgeahmt.

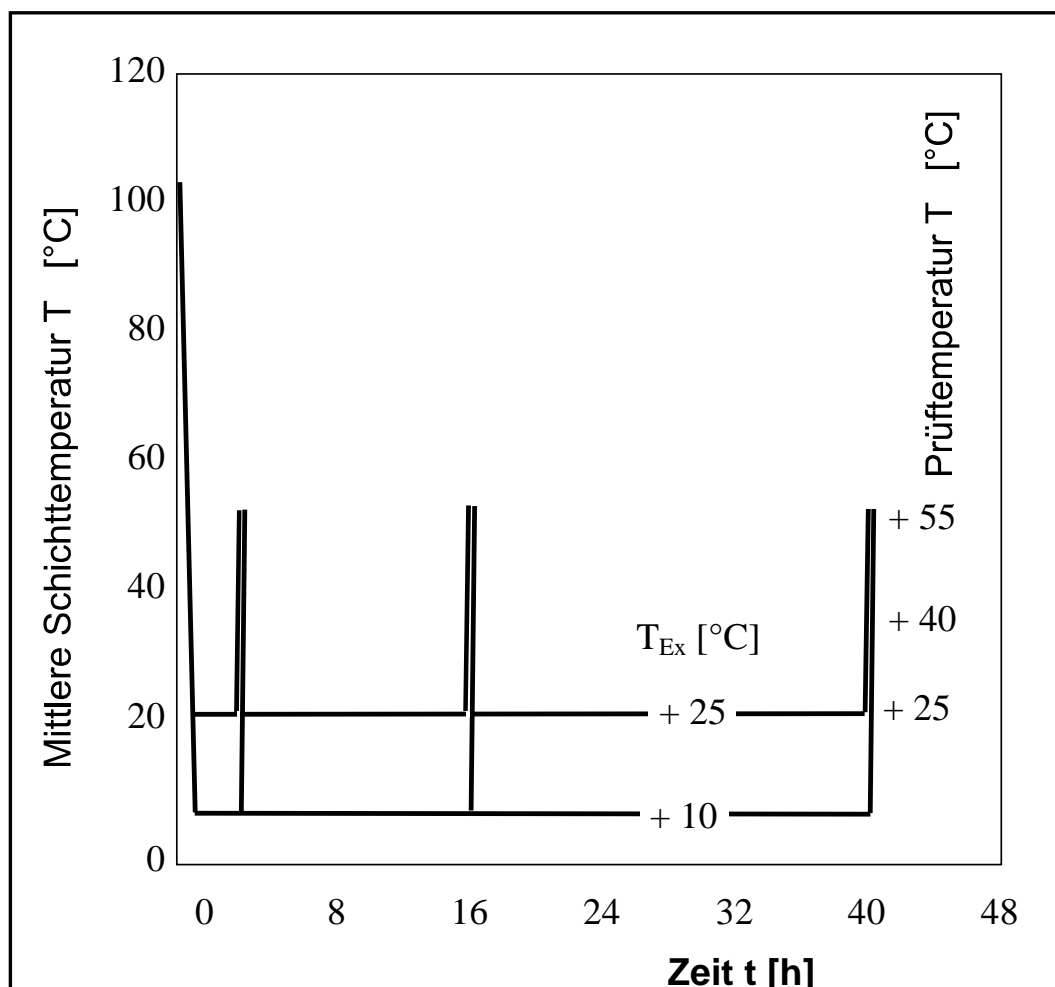


Abbildung 3.4: Prinzipskizze für den Verlauf der Probekörpertemperaturen [°C] bei schneller Abkühlung auf die Expositionstemperaturen von $T_{Ex} = +10$ °C beziehungsweise $T_{Ex} = +25$ °C und Wiedererwärmung auf die Prüftemperaturen von $T_{Pr} = +25$ °C, $T_{Pr} = +40$ °C beziehungsweise $T_{Pr} = +55$ °C nach unterschiedlich langen Expositionsdauern von $t_{Ex} = 2$ h, $t_{Ex} = 16$ h oder $t_{Ex} = 40$ h

3.3 Der dynamische Stempелеindringversuch

Beim dynamischen Stempелеindringversuch wird eine zylindrische Asphaltprobe mit einem Durchmesser von 150 mm und einer Höhe von rund 45 mm mittels eines kreisrunden Stempels von 80 mm Durchmesser mittig mit bis zu 19.200 Lastwechseln impulsartig belastet. Über die gesamte Dauer der dynamischen Belastung wird die nach jedem Lastimpuls verbleibende Eindringtiefe des Laststempels in die Probe

durch induktive Wegaufnehmer gemessen und in einem angeschlossenen Personal Computer gespeichert [15].

Der Asphaltprobekörper liegt während der Prüfung auf einer starren Unterlage und wird von einem 80 mm hohen Metallring umschlossen, der jegliche Seitendehnung verhindert. Um eine momentenfreie vertikale Lasteintragung zu gewährleisten, ist der Laststempel mit einem Gelenk versehen. Seine kreisrunde Grundfläche wird vor dem Versuch mit einem Glycerin-Dextrin-Gemisch als Trennmittel bestrichen, das sowohl die Reibung in der Lasteinleitungsebene reduziert als auch ein Verkleben des Stempels mit der Probekörperoberfläche unterbindet.

Die dynamische Druckbelastung wird in Form sinusförmiger Lastimpulse mit einer Dauer des Impulses von 100 ms und mit einem oberen beziehungsweise unteren Scheitelwert der Flächenpressung von $0,8 \text{ N/mm}^2$ beziehungsweise $0,02 \text{ N/mm}^2$ aufgebracht. Der maximale Belastungswert entspricht somit in etwa der Lasteintragung, die durch einen Lkw-Reifen mit 8 bar Innendruck verursacht wird. Eine – an sich erstrebenswerte – Druckspannung von $0,0 \text{ N/mm}^2$ als unterer Scheitelwert der Lastimpulse ist nicht realisierbar, da es dann zu einem Abheben des Laststempels und bei der folgenden Belastung zu einem stoßartigen Wiederaufsetzen des Stempels auf den Probekörper kommen kann.

Die Temperierung der Asphaltproben erfolgt entsprechend den Ausführungen im Abschnitt 3.2.2 in einem Wärme-Kälte-Schrank. Nach dem Einbau in die Prüfanlage wird die Probe für 10 Minuten im Luftbad der zur Prüfmaschine gehörenden Temperierkammer auf der vorgesehenen Prüftemperatur belassen, um eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Probekörper zu gewährleisten. Die Temperierkammer ist in der Lage, die Temperatur der Luft in den Bereichen von $T = -35 \text{ °C}$ bis $T = +60 \text{ °C}$ mit einer Regelgenauigkeit von $\pm 0,3 \text{ K}$ konstant zu halten. Für eine gleichmäßige Temperaturverteilung innerhalb der Kammer sorgt ein Ventilator. Die Prüftemperaturen betragen $T_{Pr} = +55 \text{ °C}$, $T_{Pr} = +40 \text{ °C}$ beziehungsweise $T_{Pr} = +25 \text{ °C}$.

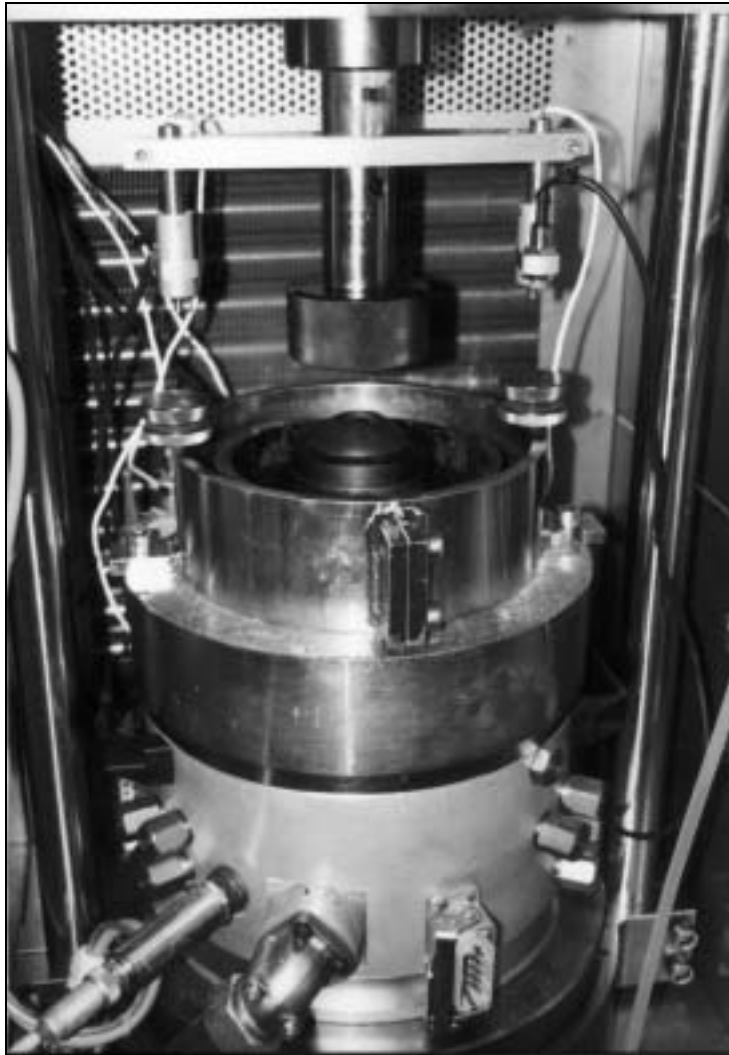


Abbildung 3.5: Versuchseinrichtung für den dynamischen Stempелеindringversuch mit eingebauter Probe

Durch die unter dem Stempel wirkende Druckspannung wird das Asphaltmaterial teilweise zur Seite hin verdrängt; es kann dann neben dem Stempel wieder aufsteigen. Dieser Effekt einer sogenannten Aufwölbung tritt aber nur in der unmittelbaren Nachbarschaft des Stempels auf und ist am äußeren Rand des Probekörpers nicht mehr festzustellen. Als Eindringtiefe wird der beim unteren Scheitelwert der Druckspannung gemessene Weg des Stempels unter Last definiert; die seitlichen Aufwölbungen werden bei der Meßdatenerfassung nicht berücksichtigt. Die Stempелеindringtiefe wird auf 0,001 mm genau gemessen und in der Einheit Millimeter auf drei

Stellen hinter dem Komma angegeben. Sie wird für die spätere Auswertung unter Zugrundelegung der individuellen Probekörperdicke in eine Dehnung umgerechnet.

3.3.1 Erfassung der Prüfergebnisse

Im dynamischen Stempeleindringversuch werden die zylindrischen Asphaltprobekörper einer sinusförmigen Druckbelastung ausgesetzt, die durch einen mittig aufsetzenden Laststempel geringeren Durchmessers der Probe aufgeprägt wird. Während der Belastungsdauer erfaßt ein angeschlossener Personal Computer für jede Meßgröße eines aufgezeichneten Zyklus zehn äquidistante Meßwerte. Mittels eines Householderalgorithmus [15] lassen sich diese Meßwerte über die Methode der kleinsten Abstandsquadrate durch eine Fourierreihenentwicklung

$$x(t) = a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cdot \cos(2\pi nft) + b_n \cdot \sin(2\pi nft)),$$

bei der das Summenglied aus nur einem Summanden besteht ($n = 1$), anpassen.

Die so gefundene Funktion beschreibt mit den Koeffizienten a_0 , a_1 und b_1 eine ideale Sinuskurve. Informationen über eventuelle Abweichungen der originalen Meßwerte von einer Sinuskurve gehen hierbei verloren. Eine detaillierte Herleitung des Verfahrens kann in [18] nachvollzogen werden. Zur Veranschaulichung der Zusammenhänge dient Abbildung 3.6.

Die Amplitude der eingerechneten Sinuskurve schwingt um einen infolge der zunehmenden Eindringung des Stempels in den Asphaltprobekörper stetig ansteigenden Graphen. Die Differenz zwischen oberem und unterem Scheitelwert einer jeden Schwingung stellt die elastische Verformung des Probekörpers während eines Lastwechsels dar. Für die Ermittlung des Verformungswiderstandes wird für jede Sinusschwingung als maßgebliche Verformung die bleibende Eindringtiefe des Stempels in den Asphaltprobekörper beim unteren Scheitelwert der Schwingungsamplitude bestimmt.

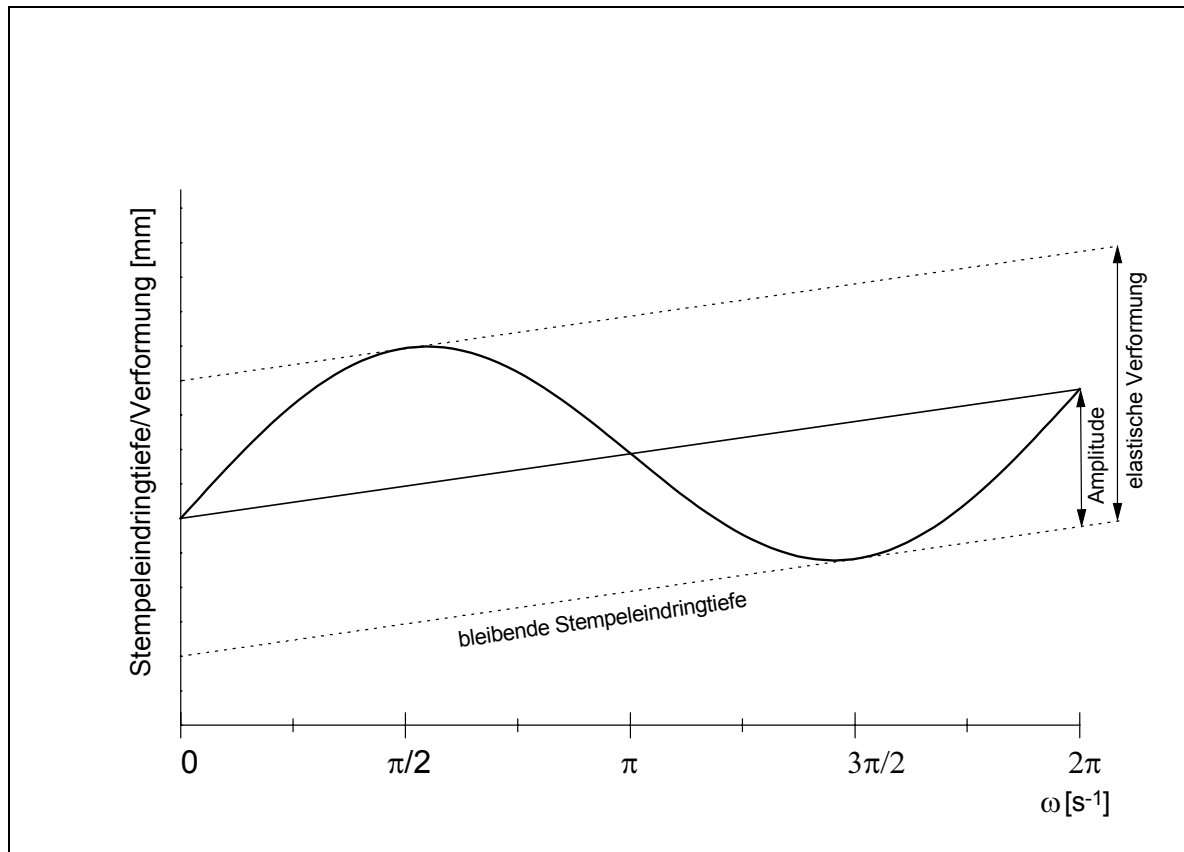


Abbildung 3.6: Prinzipskizze zur Erläuterung der bleibenden und elastischen Verformungsanteile während eines beliebigen Lastimpulses

Im Anfangsbereich der Dehnungskurven kann es zu unplausiblen Meßwerten infolge von Einschwingvorgängen der Hydrauliksysteme kommen (siehe Abbildung 3.7). Dieser Einfluß kann durch eine Korrekturrechnung verringert werden.

Zur Ermittlung eines Korrekturwertes wird bei logarithmischer Darstellung der Anzahl der Lastwechsel auf der Abszisse und logarithmischer Darstellung der relativen Stempелеindringtiefen auf der Ordinate eine Sekante zwischen die Meßpunkte des sechsten und des 21sten Lastwechsels eingerechnet. Durch eine Verlängerung der Sekante zum ersten Lastwechsel wird eine theoretische relative Stempелеindringtiefe während des ersten Lastwechsels ermittelt. Diese theoretische relative Stempелеindringtiefe ist der Korrekturwert, um den alle Ergebnisse der Eindringtiefen-

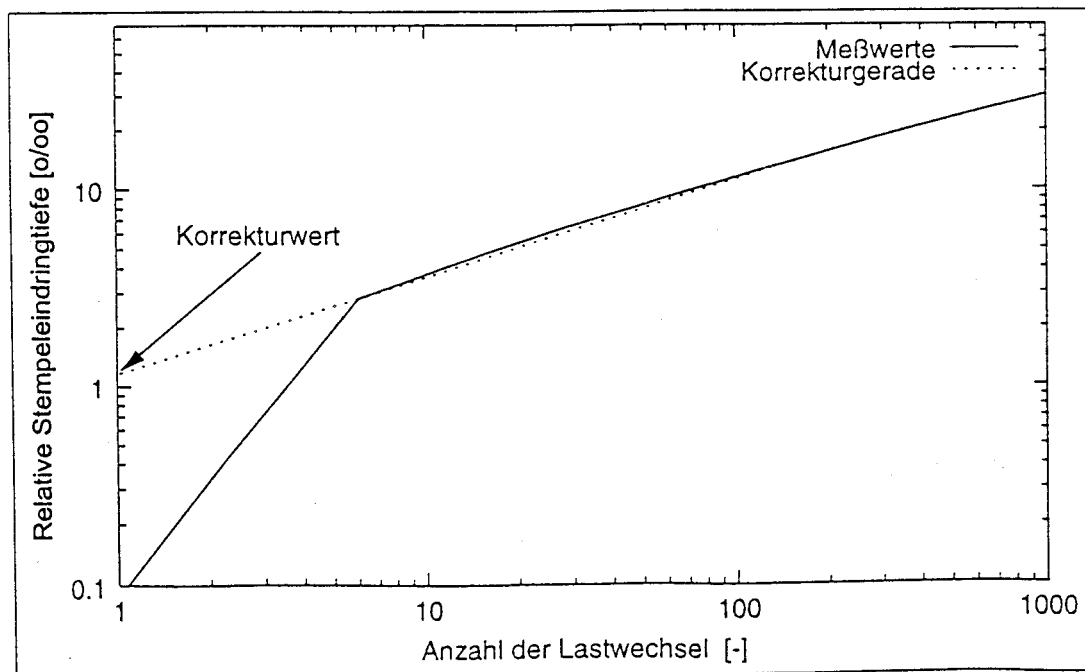


Abbildung 3.7: Ermittlung eines Korrekturwertes zur Kurvenanpassung

messungen verringert werden. Abbildung 3.7 zeigt exemplarisch das Korrekturverfahren graphisch. Für die Auswertung des Datenmaterials werden die Korrekturen jedoch rechnerisch durchgeführt.

4 Untersuchungsergebnisse

Die Untersuchungen über den Einfluß der Abkühlgeschwindigkeit frisch verlegter Asphalt-schichten sowie über den Einfluß der Expositionsdauer und einer anschließenden Wiedererwärmung auf den Verformungswiderstand wurde an einem Asphaltbeton AB 0/11 L in Form dynamischer Stempelerindringversuche unter zwei- beziehungsweise dreifacher Variation (siehe Abschnitt 3.2.2) der Einflußgrößen Abkühlgeschwindigkeit – schnell beziehungsweise langsam – und Expositionsdauer – nämlich $t_{Ex} = 2 \text{ h}$, $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ und $t_{Ex} = 40 \text{ h}$ – durchgeführt. Zur Bestimmung des Einflusses der Expositionstemperatur wurden darüber hinaus die Probekörper bei zwei verschiedenen Temperaturen – nämlich $T_{Ex} = + 25 \text{ °C}$ und $T_{Ex} = + 10 \text{ °C}$ – exponiert, ehe sie auf die Prüftemperatur T_{Pr} gebracht wurden (siehe ebenfalls Abschnitt 3.2.2).

Die Ergebnisse der Untersuchungen zur Ermittlung der relativen Stempelerindring-tiefen sind in Abhängigkeit von

- der Abkühlgeschwindigkeit in Abschnitt 4.1 und
- den Expositionsbedingungen in Abschnitt 4.2

dokumentiert. Sie werden in diesen Abschnitten auch unter Anwendung bewertender Methoden der mathematischen Statistik ausgewertet und kommentiert.

4.1 Relative Stempelerindringtiefen in Abhängigkeit von der Abkühlgeschwindigkeit

Die entsprechend den Ausführungen in den Abschnitten 3.2.2 und 3.3 ermittelten relativen Eindringtiefen sind als Ergebnisse der dynamischen Stempelerindringversuche bei drei Prüftemperaturen – $T_{Pr} = + 55 \text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40 \text{ °C}$ und $T_{Pr} = + 25 \text{ °C}$ – nach unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten – schnell oder langsam – für den Asphaltbeton AB 0/11 L unter Angabe der Einzel- und Mittelwerte sowie der Standardabweichungen in Tabelle 4.1 zahlenmäßig und graphisch wiedergegeben.

Relative Eindringtiefen ε im dynamischen Stempfeindringversuch [‰]						
Prüf­temperatur T_{Pr}						
+ 55 °C			+ 40 °C		+ 25 °C	
Abkühlgeschwindigkeit						
	schnell	langsam	Schnell	langsam	schnell	langsam
x_1	16,52	15,25	10,83	6,10	4,70	3,58
x_2	17,16	13,50	9,98	6,88	4,50	4,16
x_3	16,04	14,37	10,36	6,52	4,96	4,06
\bar{x}	16,57	14,37	10,39	6,50	4,72	3,93
s	0,562	0,875	0,426	0,390	0,231	0,310

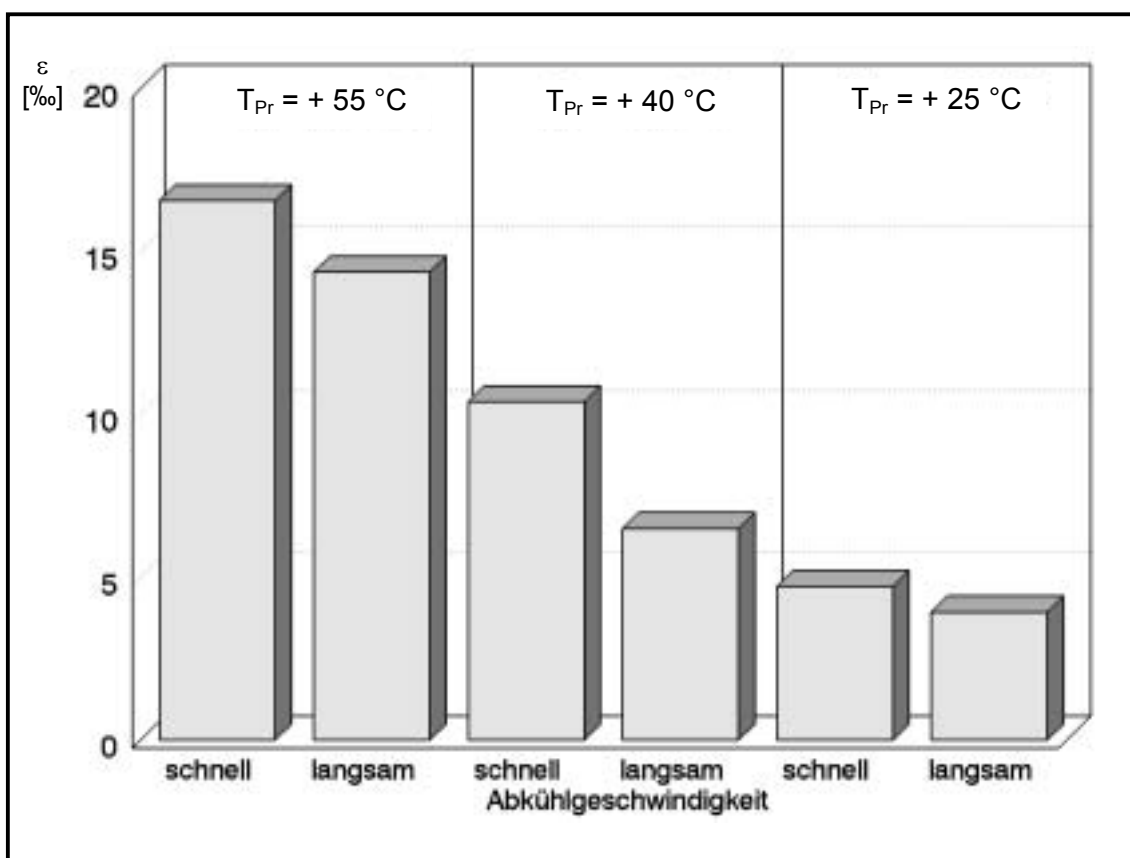


Tabelle 4.1: Relative Eindringtiefen ε [‰] als Ergebnis des dynamischen Stempfeindringversuchs am Asphaltbeton 0/11 L in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr} sowie der Abkühlgeschwindigkeit

Ein Blick auf die Zahlenwerte und die graphische Darstellung der Tabelle 4.1 zeigt, daß – unabhängig von der Prüftemperatur – eine langsame Abkühlung stets zu niedrigeren relativen Eindringtiefen im dynamischen Stempfeindringversuch geführt hat

als eine schnelle Abkühlung. Um zu hinterfragen, ob die bereits nach Augenschein erkennbaren Unterschiede systematischer oder nur zufälliger Natur sind, wurden Varianzanalysen der mehrfachen Klassifikation und einfache Mittelwertvergleiche nach vorausgegangenen Varianzvergleichen gerechnet, deren Ergebnisse im folgenden vorgestellt und erläutert werden sollen.

Tabelle 4.2 enthält die Ergebnisse einer Varianzanalyse der zweifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der Prüftemperatur und der Abkühlgeschwindigkeit auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempелеindringtiefe.

Anzahl der Stufen für Faktor A	:	3	Prüftemperatur			
Anzahl der Stufen für Faktor B	:	2	Abkühlgeschwindigkeit			
Anzahl der Einzelwerte je Stufe	:	3	Belegung			
Anzahl der Stufen insgesamt	:	6				
Gesamtzahl der Einzelwerte	:	18				
Ursache	SQ	v	MQ	F (Ursache)		
A	381.212633	2	190.606317	731.039312		
B	23.644272	1	23644272	90683734		
AB	7.242144	2	3.621072	13.888029		
Fehler	3.128800	12	0.260733			
Total	415.227850	17				
Ursache	v ₁	v ₂	F	Verwerfung der Ho-Hypothese	Var. komponente	Var. Anteil [%]
A	2	12	3.890	ja	31.164207	89.63
B	1	12	4.752	ja	2.224800	6.40
AB	2	12	3.890	ja	1.120113	3.22
Fehler					0.260733	0.75
Summe					34769854	100.00

Tabelle 4.2: Varianzanalyse der zweifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der Prüftemperatur und der Abkühlgeschwindigkeit auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempелеindringtiefe am Asphaltbeton 0/11 L

Es ist unschwer zu erkennen, daß die Prüftemperatur mit einem Varianzanteil von fast 90 % (relativ) das Problem dominiert, während die Abkühlgeschwindigkeit als Variabilitätsursache nur einen Varianzanteil von knapp 6,5 % (relativ) beisteuert. Dem Wechselwirkungsanteil der beiden Einflußgrößen von nur gut 3 % (relativ) kommt keine entscheidende Bedeutung zu. Erfreulich ist die Tatsache, daß der den zufallsbedingten Steuungen und nicht erklärten Einflüssen zuzuschreibende Varianzanteil des Fehlers sich lediglich auf nicht einmal 1 % (relativ) beläuft.

Der starke Einfluß der Prüftemperatur auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempfeleindringtiefe ist erwartungskonform und plausibel. Jedem Praktiker ist bekannt, daß der Verformungswiderstand von Asphalten im hohen Maß durch die Temperatur geprägt wird.

Um die Ergebnisse der Varianzanalysen der zweifachen Klassifikation abzusichern, wurden zusätzlich einfache Mittelwertvergleiche nach vorausgegangenen Varianzvergleichen gerechnet, deren Ergebnisse in Tabelle 4.3 für die drei Prüftemperaturen aufgelistet sind. Die ersten beiden Zeilen eines jeden Temperaturblocks in Tabelle 4.3 enthalten die arithmetischen Mittel und Standardabweichungen der gerade betrachteten Fälle aus Tabelle 4.1.

Zeile	Testgrößen		$T_{Pr} = + 55 \text{ °C}$		$T_{Pr} = + 40 \text{ °C}$		$T_{Pr} = + 25 \text{ °C}$	
			schnell	langsam	schnell	langsam	schnell	langsam
1	\bar{x}_1	\bar{x}_2	16,573	14,373	10,390	6,500	4,720	3,933
2	s_1	s_2	0,5619	0,8750	0,4258	0,3904	0,2307	0,3101
3	\hat{F}		2,42		1,19		1,81	
4	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0
5	F		19,00		19,00		19,00	
6	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich		gleich	
7	\hat{t}		3,66		11,66		3,53	
8	v		4,0		4,0		4,0	
9	t		2,78		2,78		2,78	
10	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		ungleich		ungleich		ungleich	

Tabelle 4.3: Ergebnisse einfacher **Mittelwertvergleiche** nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit bzw. Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95 \%$, **hier:** Vergleiche der relativen Stempfeleindringtiefen **nach schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung** am Asphaltbeton AB 0/11 L

In der dritten Zeile ist sodann die Testgröße \hat{F} angegeben, die als Quotient der Varianzen s_1^2 und s_2^2 berechnet wird, wobei die größere der beiden Varianzen stets im Zähler des Quotienten und die kleinere stets im Nenner steht. Diese Testgröße \hat{F}

muß mit dem Schwellenwert F der Fisher-Verteilung (siehe Zeile 5 der Tabelle 4.3) verglichen werden, dessen Größe seinerseits durch die Anzahl der Freiheitsgrade ν_1 und ν_2 bestimmt wird. Diese beiden Freiheitsgrade ν_1 und ν_2 nehmen stets den Wert 2,0 an, da alle Zellen der Prüfergebnisse ausnahmslos dreifach belegt sind, was bedeutet, daß die arithmetischen Mittel stets aus drei Einzelwerten gebildet worden sind. In der sechsten Zeile wird verbal angegeben, ob die beiden Varianzen, deren arithmetische Mittel zum Vergleich anstehen, im statistischen Sinne gleich sind oder nicht.

In der siebten Zeile der Tabelle 4.3 sind die Testgrößen \hat{t} zu finden, die in Abhängigkeit von den Stichprobenumfängen und der Gleich- beziehungsweise Ungleichheit der Varianzen gemäß [20] berechnet worden sind. Diese sind mit dem von der Anzahl der Freiheitsgrade – hier stets $\nu = 4,0$ – abhängigen Schwellenwert der Student-Verteilung – hier stets $t = 2,78$ – zu vergleichen. Ist die Testgröße \hat{t} größer als der Schwellenwert t , so sind die beiden zu vergleichenden arithmetischen Mittel mit einer statistischen Sicherheit von $S = 95 \%$ signifikant voneinander verschieden. Auch diese Aussage wird verbal belegt, was in der jeweils zehnten Zeile eines jeden Temperaturblocks der Tabelle 4.3 geschieht. Die besagte Tabelle läßt also durch einen Blick auf die Zeile 10 eines jeden Temperaturblocks sofort erkennen, ob die arithmetischen Mittel der relativen Stempeleindringtiefen nach schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung im statistischen Sinne gleich sind oder nicht.

Wie leicht zu realisieren ist, sind die arithmetischen Mittel der relativen Stempeleindringtiefen nach schneller beziehungsweise langsamer Abkühlung bei allen Prüftemperaturen im statistischen Sinne ungleich. Dieses Resultat deckt sich prinzipiell mit dem Ergebnis der Varianzanalyse der zweifachen Klassifikation (siehe Tabelle 4.2), in der der Abkühlgeschwindigkeit bereits ein signifikanter Einfluß mit einer Gesamtvariabilität von 6,4 % (relativ) ausgewiesen wird.

Das Ergebnis der statistischen Analysen verhält sich erwartungskonform, da sich während des Abkühlungsvorganges Anteile aus der Flüssigphase des Bitumens an die Asphaltenmicellen assoziieren und die Micellen untereinander an ihren Berüh-

rungspunkten Verbindungen aufbauen, die eine versteifende Netzstruktur ausbilden (vgl. Abbildung 2.2). Da diese Verschiebung des Assoziations-/Dissoziationsgleichgewichts eine bestimmte Zeit in Anspruch nimmt, die dem Bitumen bei einer langsameren Abkühlung im größeren Maße zur Verfügung steht, ist die Strukturviskosität des Bindemittels bei der geringeren Abkühlgeschwindigkeit beim Erreichen der Zieltemperatur stärker ausgeprägt und damit der Verformungswiderstand des Asphalts entsprechend höher.

4.2 Relative Stempeleindringtiefen in Abhängigkeit von den Expositionsbedingungen

Für die dynamischen Stempeleindringversuche zur Ermittlung des Einflusses der Expositionsbedingungen auf die relativen Stempeleindringtiefen wurden die Probekörper aus dem untersuchten Asphaltbeton 0/11 L entsprechend den Ausführungen im Abschnitt 3.2 zunächst auf eine Expositionstemperatur von $T_{Ex} = +10\text{ °C}$ bzw. $T_{Ex} = +25\text{ °C}$ abgekühlt und anschließend über eine unterschiedlich lange Expositionsdauer von $t_{Ex} = 2\text{ h}$, $t_{Ex} = 16\text{ h}$ und $t_{Ex} = 40\text{ h}$ bei der entsprechenden Temperatur gelagert. Nachfolgend wurden die Probekörper innerhalb von $t = 12\text{ min}$, $t = 18\text{ min}$ beziehungsweise $t = 24\text{ min}$ auf die Prüftemperatur von $T_{Pr} = +25\text{ °C}$, $T_{Pr} = +40\text{ °C}$ oder $T_{Pr} = +55\text{ °C}$ erwärmt. Nach einer weiteren zehnminütigen Lagerung bei der Prüftemperatur T_{Pr} zur Gewährleistung einer gleichmäßigen Temperaturverteilung innerhalb der Probekörper wurden diese dann dem dynamischen Stempeleindringversuch unterworfen.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zur Ermittlung der relativen Stempeleindringtiefen in Abhängigkeit von der Prüftemperatur, der Expositionsdauer und der Expositionstemperatur sind für den Asphaltbeton 0/11 L in Tabelle 4.4 zahlenmäßig aufgelistet und in Form von Säulendiagrammen graphisch dargestellt.

Prüf- temperatur T_{Pr}	Relative Eindringtiefen ε im dynamischen Stempeleindringversuch [‰]					
	Expositionsdauer t_{Ex} bei einer Expositionstemperatur T_{Ex}					
	$T_{Ex} = + 10\text{ °C}$			$T_{Ex} = + 25\text{ °C}$		
	2 h	16 h	40 h	2 h	16 h	40 h
+ 55 °C	16,79	9,86	12,04	15,34	10,27	10,52
	15,92	11,33	11,30	15,30	11,63	12,10
	15,05	10,30	10,76	14,81	10,73	9,09
\bar{x}	15,92	10,50	11,37	15,15	10,88	10,57
s	0,870	0,754	0,643	0,295	0,692	1,506
+ 40 °C	10,15	7,21	7,79	8,31	6,77	7,16
	10,59	7,53	7,01	8,45	6,53	6,97
	11,03	6,83	7,30	7,73	6,19	6,96
\bar{x}	10,59	7,19	7,37	8,16	6,50	7,03
s	0,440	0,350	0,394	0,382	0,291	0,113
+ 25 °C	4,34	3,75	3,49	4,70	3,88	3,38
	4,08	3,99	3,73	4,24	3,71	3,85
	4,51	3,55	3,25	4,47	3,50	3,60
\bar{x}	4,31	3,76	3,49	4,47	3,70	3,61
s	0,217	0,220	0,240	0,230	0,190	0,235

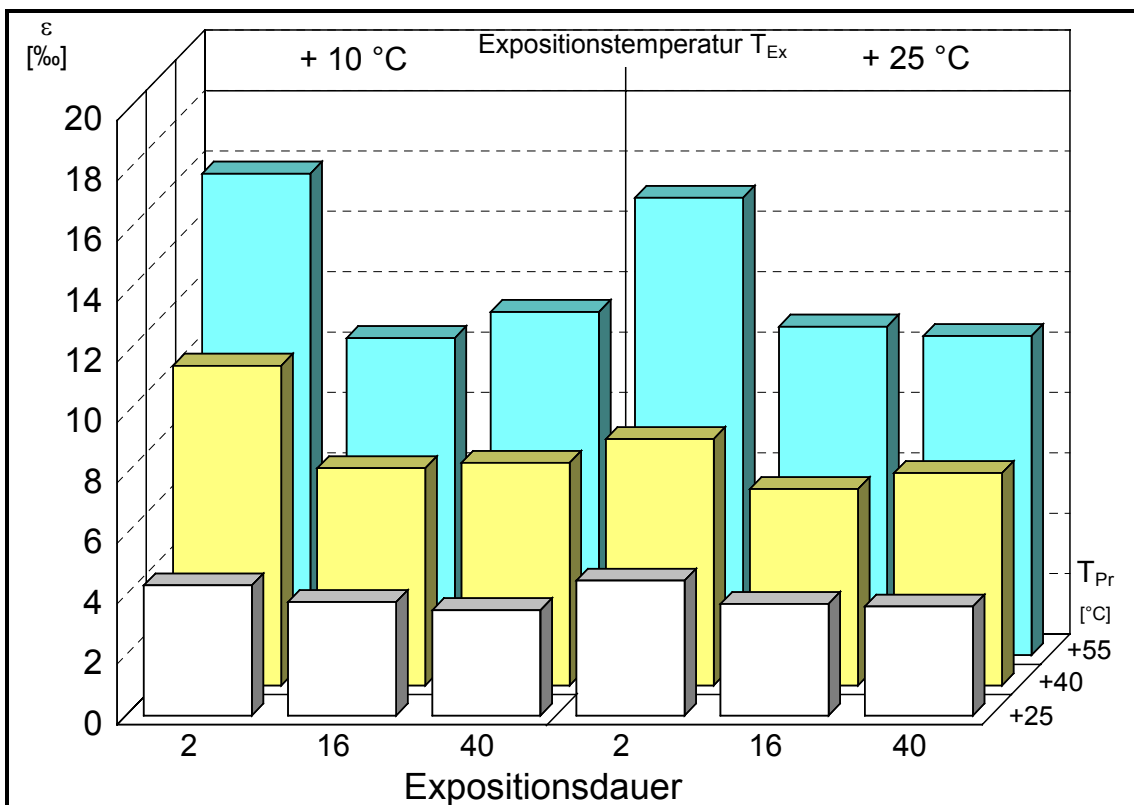


Tabelle 4.4: Relative Eindringtiefen ε [‰] als Ergebnis des dynamischen Stempeleindringversuchs am Asphaltbeton 0/11 L in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr} , der Expositionsdauer t_{Ex} sowie der Expositionstemperatur T_{Ex}

Ein Blick auf Tabelle und Graphik läßt erkennen, daß die Prüftemperatur (erwartungsgemäß) die wirksamste Einflußgröße auf den Verformungswiderstand ist. Nicht zu übersehen ist auch, daß die relativen Stempleindringtiefen bei längeren Expositionsdauern deutlich kleiner sind als bei einer Expositionsdauer $t_{Ex} = 2$ h. Auf den ersten Blick nicht klar erkennbar ist der Einfluß der Expositionstemperatur. Diesem – wie auch dem Einfluß der Expositionsdauer t_{Ex} – wird daher unter Anwendung von Varianzanalysen der dreifachen und der zweifachen Klassifikation sowie von einfachen Mittelwertvergleichen nachgegangen.

Anzahl der Stufen für Faktor A	:	2	Expositionstemperatur
Anzahl der Stufen für Faktor B	:	3	Prüftemperatur
Anzahl der Stufen für Faktor C	:	3	Expositionsdauer
Anzahl der Einzelwerte je Stufe	:	3	Belegung
Anzahl der Stufen insgesamt	:	18	
Gesamtzahl der Einzelwerte	:	54	

Ursache	SQ	v	MQ	F (Ursache)
A	3.270817	1	3.270817	10.542960
B	652.635026	2	326.317513	1051.832870
C	81.606115	2	40.803057	131.522199
AB	3.430300	2	1.715150	5.528515
AC	1.925478	2	0.962739	3.103236
BC	32.199196	4	8.049799	25.947254
ABC	3.222189	4	0.805547	2.596554
Fehler	11.168533	36	0.310237	
Total	789.457654	53		

Ursache	v_1	v_2	F	Verwerfung der Ho-Hypothese	Var. komponente	Var. Anteil [%]
A	1	36	4.113	ja	0.051795	0.24
B	2	36	3.260	ja	17.631006	82.79
C	2	36	3.260	ja	1.810893	8.50
AB	2	36	3.260	ja	0.101067	0.47
AC	2	36	3.260	nein	0.017466	0.08
BC	4	36	2.630	ja	1.207375	5.67
ABC	4	36	2.630	nein	0.165103	0.78
Fehler					0.310237	1.46
Summe					21.294943	100.00

Tabelle 4.5: Varianzanalyse der dreifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der Expositionstemperatur T_{Ex} , der Prüftemperatur T_{Pr} und der Expositionsdauer t_{Ex} auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempleindringtiefe ε beim Asphaltbeton 0/11 L

Das Ergebnis der Varianzanalyse der dreifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der oben genannten Faktoren – nämlich der Expositionstemperatur, der Prüftemperatur und der Expositionsdauer – auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempleindringtiefe beim Asphaltbeton 0/11 L kann der Tabelle 4.5 entnommen

werden. Es zeigt sich – wie bereits vermutet – der dominante Einfluß der Prüftemperatur mit einem Varianzanteil von fast 83 % (relativ). Zweitstärkste Einflußgröße ist die Expositionsdauer mit einem Varianzanteil von 8,5 % (relativ). Erfreulich ist die Tatsache, daß der Varianzanteil des Fehlers, in welchem zufallsbedingte Streuungen und nicht erfaßte Einflußgrößen repräsentiert sind, sich nur auf rund 1,5 % (relativ) beläuft.

Angesichts des alles beherrschenden Varianzanteils der Prüftemperatur erscheint es angebracht, Varianzanalysen der zweifachen Klassifikation unter Fortlassen eben des Faktors Prüftemperatur durchzuführen, um deutlicher herausarbeiten zu können, wie sich die zwar als signifikant ausgewiesene, aber doch kaum effektive Expositionstemperatur auf die Variabilität des Verformungswiderstandes auswirkt, wenn die Prüftemperatur konstant gehalten wird. Die Ergebnisse dieser Varianzanalysen sind in Tabelle 4.6 für die drei verschiedenen Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$ und $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$ getrennt dokumentiert.

Es zeigt sich, daß die Varianzanteile, die den Einfluß der **Expositionstemperatur** beschreiben, bei den Prüftemperaturen von $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$ und $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$ kleiner sind als 0,1 % (relativ). Darüber hinaus werden sie als statistisch nicht signifikant identifiziert. Bei den genannten Prüftemperaturen besitzt also die Expositionstemperatur keinen Einfluß auf die Größe der relativen Stempelindringtiefen.

Anders liegen die Verhältnisse bei der Prüftemperatur $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$. Hier wird für die Expositionstemperatur ein Varianzanteil von rund 16,7 % (relativ) ausgewiesen, der in statistisch signifikanter Weise zur Gesamtvariabilität beiträgt.

Es bleibt zu hinterfragen, worauf der große Varianzanteil der Expositionstemperatur zurückzuführen ist. Dieses geschieht mittels einfacher Mittelwertvergleiche nach vorausgegangenen Varianzvergleichen. Deren Ergebnisse sind in Tabelle 4.7 zahlenmäßig dargestellt. Aus besagter Tabelle kann entnommen werden, daß mit einer statistischen Sicherheit von $S = 95\text{ %}$ abgesicherte Unterschiede zwischen den rela-

tiven Stempfeleindringtiefen lediglich bei der Expositionsdauer von $t_{\text{Ex}} = 2$ h existieren, bei den Expositionsdauern von $t_{\text{Ex}} = 16$ h und $t_{\text{Ex}} = 40$ h dagegen nicht.

T _{Pr} [°C]	Anzahl der Stufen für Faktor A		: 2	Expositionstemperatur					
	Anzahl der Stufen für Faktor B		: 3	Expositionsdauer					
	Anzahl der Einzelwerte je Stufe		: 3	Belegung					
	Anzahl der Stufen insgesamt		: 6						
	Gesamtzahl der Einzelwerte		: 18						
+ 55	Ursache		SQ	v	MQ	F (Ursache)			
	A		0.704089	1	0.704089	0.924082			
	B		88.880233	2	44.440117	58.325466			
	AB		1.353878	2	0.676939	0.888449			
	Fehler		9.143200	12	0.761933				
	Total		100.081400	17					
	Ursache		v ₁	v ₂	F	Verwerfung der	Var. komponente	Var. Anteil [%]	
	A		1	12	4.752	Ho-Hypothese	nein	0.003017	0.04
	B		2	12	3.890	ja	7.293863	90.51	
	AB		2	12	3.890	nein	-0.028331		
	Fehler						0.761933	9.45	
	Summe						8.058813	100.00	
	+ 40	Ursache		SQ	v	MQ	F (Ursache)		
A		5.974272	1	5.974272	50.119733				
B		22.577878	2	11.288939	94.705863				
AB		3.749878	2	1.874939	15.729353				
Fehler		1.430400	12	0.119200					
Total		33.732428	17						
Ursache		v ₁	v ₂	F	Verwerfung der	Var. Komponente	Var. Anteil [%]		
A		1	12	4.752	Ho-Hypothese	ja	0.455481	16.69	
B		2	12	3.890	ja	1.569000	57.50		
AB		2	12	3.890	ja	0.585246	21.45		
Fehler						0.119200	4.37		
Summe						2.728928	100.00		
+ 25		Ursache		SQ	v	MQ	F (Ursache)		
	A		0.022756	1	0.022756	0.458987			
	B		2.347200	2	1.173600	23.671896			
	AB		0.043911	2	0.021956	0.442851			
	Fehler		0.594933	12	0.049578				
	Total		3.008800	17					
	Ursache		v ₁	v ₂	F	Verwerfung der	Var. komponente	Var. Anteil [%]	
	A		1	12	4.752	Ho-Hypothese	nein	0.000089	0.04
	B		2	12	3.890	ja	0.191941	79.44	
	AB		2	12	3.890	nein	-0.009207		
	Fehler						0.049578	20.52	
	Summe						0.241607	100.00	

Tabelle 4.6: Varianzanalysen der zweifachen Klassifikation zur Feststellung des Einflusses der Expositionstemperatur T_{Ex} und der Expositionsdauer t_{Ex} auf die Gesamtvariabilität der relativen Stempfeleindringtiefe ε beim Asphaltbeton 0/11 L in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr}

T_{Pr} [°C]	Test- größen		$t_{Ex} = 2 \text{ h}$		$t_{Ex} = 16 \text{ h}$		$t_{Ex} = 40 \text{ h}$	
			10 °C	25 °C	10 °C	25 °C	10 °C	25 °C
+ 40	\bar{x}_1	\bar{x}_2	10,590	8,163	7,190	6,497	7,367	7,030
	s_1	s_2	0,4400	0,3818	0,3504	0,2914	0,3943	0,1127
	\hat{F}		1,33		1,46		12,24	
	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0	2,0
	F		19,00		19,00		19,00	
	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich		gleich	
	\hat{t}		7,22		2,63		1,42	
	v		4,0		4,0		4,0	
	T		2,78		2,78		2,78	
	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		ungleich		gleich		gleich	

Tabelle 4.7: Ergebnisse einfacher **Mittelwertvergleiche** nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit beziehungsweise Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95 \%$, **hier:** Vergleiche der relativen Stempfeindringtiefen von Asphaltbetonen 0/11 L bei einer Prüftemperatur von $T_{Pr} = + 40 \text{ °C}$ nach Expositionsdauern von $t_{Ex} = 2 \text{ h}$, $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ und $t_{Ex} = 40 \text{ h}$ in Abhängigkeit von der **Expositionstemperatur** $T_{Ex} = + 10 \text{ °C}$ beziehungsweise $T_{Ex} = + 25 \text{ °C}$

Betrachtet man die Gesamtheit der in den Tabellen 4.5 bis 4.7 dokumentierten Ergebnisse der statistischen Analysen, so darf festgestellt werden, daß die Expositionstemperatur nur in einem von neun Fällen signifikante Unterschiede zwischen den verglichenen relativen Stempfeindringtiefen bewirken konnte. Die Ursache für die bei einer Prüftemperatur $T_{Pr} = + 40 \text{ °C}$ nach einer Expositionsdauer $t_{Ex} = 2 \text{ h}$ nachgewiesenen systematischen Unterschiede in den relativen Stempfeindringtiefen lassen sich nicht präzise angeben: Sie können in der Probekörpervorbehandlung, ungewollten Abweichungen der Prüftemperatur oder der Expositionsdauer oder ähnlichem begründet sein. Der Versuch, diese Ursachen anhand der Laborprotokolle zu identifizieren, war leider nicht zielführend. Nach der Gesamtlage muß davon ausgegangen werden, daß hier ein systematischer Fehler bei der Versuchsdurchführung vorliegt.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zur Klärung des Einflusses der Expositionstemperatur auf die relativen Stempелеindringtiefen lassen sich daher nur so zusammenfassen, daß die Expositionstemperatur zwar einen tendenziellen, aber keinen statistisch signifikanten Einfluß besitzt.

Dieses Ergebnis ist überraschend, da eine der Arbeitshypothesen davon ausging, daß die relativen Stempелеindringtiefen als Merkmalsgröße zur Beschreibung des Verformungswiderstandes von Asphaltdeckschichtvarianten bei niedrigen Expositionstemperaturen kleiner ausfallen müßten als bei höheren. Schließt man jedoch ihre zeitliche Entwicklung über die Expositionsdauer mit in die Betrachtung ein, so fällt auf, daß sich der Unterschied zwischen den relativen dynamischen Stempелеindringtiefen mit wachsender Expositionsdauer t_{Ex} verringert. So schrumpft der Unterschied zwischen den relativen dynamischen Stempелеindringtiefen bei der Expositionstemperatur $T_{\text{Ex}} = + 25 \text{ }^{\circ}\text{C}$ gegenüber der bei $T_{\text{Ex}} = + 10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ von etwa 23 % bei einer Expositionsdauer von $t_{\text{Ex}} = 2 \text{ h}$ auf rund 9,5 % bei $t_{\text{Ex}} = 16 \text{ h}$ und schließlich auf nur noch rund 4,5 % bei $t_{\text{Ex}} = 40 \text{ h}$. Daraus läßt sich schließen, daß die Verschiebung der Dissoziations-/Assoziations-Gleichgewichte und damit der Strukturbildungsprozesse bei diesen Expositionstemperaturen über einen langen Zeitraum hinweg andauern. Bei höheren Temperaturen vollziehen sich diese Vorgänge erheblich schneller, so daß sich die höheren relativen dynamischen Stempелеindringtiefen bei der Expositionstemperatur $T_{\text{Ex}} = + 10 \text{ }^{\circ}\text{C}$ zumindest teilweise auf diesen Sachverhalt zurückführen lassen.

Aus dem in der Tabelle 4.6 dokumentierten Ergebnis der Varianzanalyse geht hervor, daß der Einfluß der **Expositionsdauer** t_{Ex} auf die relativen Stempелеindringtiefen bei allen drei Prüftemperaturen T_{Pr} als signifikant identifiziert worden ist. Mit einem Varianzanteil von über 90 % (relativ) bei der Prüftemperatur $T_{\text{Pr}} = + 55 \text{ }^{\circ}\text{C}$ und einem von über 79 % (relativ) bei der Prüftemperatur $T_{\text{Pr}} = + 25 \text{ }^{\circ}\text{C}$ beherrscht dieser Einfluß die Gesamtvariabilität in einem so hohen Maß, daß weder der Expositionstemperatur noch der Wechselwirkung zwischen den beiden Einflußgrößen eine nennenswerte Variabilität zugewiesen werden kann. Bei der Prüftemperatur $T_{\text{Pr}} =$

+ 40 °C ist der Einfluß der Expositionsdauer mit 57,5% (relativ) zahlenmäßig zwar als geringer analysiert worden, der Einfluß ist jedoch auch hier signifikant.

Auch hier soll mit Hilfe einfacher Mittelwertvergleiche und vorgeschalteten Varianzvergleichen der Versuch unternommen werden, eine Erklärung für den auffällig geringeren Varianzanteil der Expositionsdauer bei der Prüftemperatur $T_{Pr} = + 40 \text{ °C}$ zu finden.

Für die relativen Stempeleindringtiefen nach Expositionsdauern von $t_{Ex} = 2$ beziehungsweise $t_{Ex} = 16$ Stunden zeigt das Ergebnis der Mittelwertvergleiche in Tabelle 4.8 ein einheitliches Bild: Die für die beiden Expositionsdauern von $t_{Ex} = 2 \text{ h}$ und $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ ermittelten Meßergebnisse unterscheiden sich bei allen Prüftemperaturen und Expositionstemperaturen signifikant voneinander. Vergleicht man hingegen die relativen Stempeleindringtiefen nach einer Expositionsdauer von $t_{Ex} = 16$ Stunden mit denen nach $t_{Ex} = 40$ Stunden, so findet man mit einer statistischen Sicherheit von 95% in fünf von sechs Fällen keine signifikanten Unterschiede. Allein bei der Prüftemperatur von $T_{Pr} = + 40 \text{ °C}$ und der Expositionstemperatur von $T_{Ex} = + 25 \text{ °C}$ muß die Nullhypothese gleicher Mittelwerte verworfen werden.

Die Ergebnisse der Mittelwertvergleiche bestätigen damit den Eindruck, der sich bereits bei der bloßen Betrachtung der Zahlenwerte und der graphischen Darstellung der Tabelle 4.4 erschließen läßt, daß nämlich die relativen Stempeleindringtiefen als Ergebnisse dynamischer Stempeleindringversuche bei einer Steigerung der Expositionsdauer von $t_{Ex} = 2 \text{ h}$ auf $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ deutlich geringer werden, während eine systematische Veränderung der relativen Stempeleindringtiefen bei Expositionsdauern zwischen $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ und $t_{Ex} = 40 \text{ h}$ nicht mehr erkennbar ist.

Wie bereits erwähnt, kann allein bei der Prüftemperatur $T_{Pr} = + 40 \text{ °C}$ die statistische Analyse nicht nachweisen, daß die Veränderung der relativen Stempeleindringtiefen mit steigender Expositionsdauer nach $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ abgeschlossen ist. Dies ist hier auf die außergewöhnlich geringe Streuung der Untersuchungsergebnisse von nur rund 1,6 % bei der Expositionsdauer von $t_{Ex} = 40 \text{ h}$ zurückzuführen, und das statistische

T_{Pr} [°C]	Test- größen		$T_{Ex} = + 10 \text{ °C}$		$T_{Ex} = + 25 \text{ °C}$	
			2 h	16 h	2 h	16 h
+ 55	\bar{x}_1	\bar{x}_2	15,920	10,497	15,150	10,877
	s_1	s_2	0,8700	0,7545	0,2951	0,6918
	\hat{F}		1,33		5,50	
	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0
	F		19,00		19,00	
	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich	
	\hat{t}		8,16		9,84	
	v		4,0		4,0	
	T		2,78		2,78	
	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		ungleich		ungleich	
+ 40	\bar{x}_1	\bar{x}_2	10,590	7,190	8,163	6,497
	s_1	s_2	0,4400	0,3504	0,3818	0,2914
	\hat{F}		1,58		1,72	
	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0
	F		19,00		19,00	
	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich	
	\hat{t}		10,47		6,01	
	v		4,0		4,0	
	T		2,78		2,78	
	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		ungleich		ungleich	
+ 25	\bar{x}_1	\bar{x}_2	4,310	3,763	4,470	3,697
	s_1	s_2	0,2166	0,2203	0,2300	0,1904
	\hat{F}		1,03		1,46	
	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0
	F		19,00		19,00	
	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich	
	\hat{t}		3,07		4,48	
	v		4,0		4,0	
	T		2,78		2,78	
	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		ungleich		ungleich	

Tabelle 4.8: Ergebnisse einfacher **Mittelwertvergleiche** nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit bzw. Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95 \%$,
hier: Vergleiche der relativen Stempелеindringtiefen nach **Expositionsdauern** von $t_{Ex} = 2 \text{ h}$ beziehungsweise $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ für beide Expositionstemperaturen T_{Ex}

T_{Pr} [°C]	Test- größen		$T_{Ex} = + 10 \text{ °C}$		$T_{Ex} = + 25 \text{ °C}$	
			16 h	40 h	16 h	40 h
+ 55	\bar{x}_1	\bar{x}_2	10,497	11,367	10,877	10,570
	s_1	s_2	0,7545	0,6426	0,6918	1,5056
	\hat{F}		1,38		4,74	
	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0
	F		19,00		19,00	
	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich	
	\hat{t}		1,52		0,32	
	v		4,0		4,0	
	T		2,78		2,78	
	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		gleich		gleich	
+ 40	\bar{x}_1	\bar{x}_2	7,190	7,367	6,497	7,030
	s_1	s_2	0,3504	0,3943	0,2914	0,1127
	\hat{F}		1,27		6,69	
	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0
	F		19,00		19,00	
	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich	
	\hat{t}		0,58		2,95	
	v		4,0		4,0	
	T		2,78		2,78	
	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		gleich		ungleich	
+ 25	\bar{x}_1	\bar{x}_2	3,763	3,490	3,697	3,610
	s_1	s_2	0,2203	0,2400	0,1904	0,2352
	\hat{F}		1,19		1,53	
	v_1	v_2	2,0	2,0	2,0	2,0
	F		19,00		19,00	
	$s_1^2 = s_2^2 ?$		gleich		gleich	
	\hat{t}		1,45		0,50	
	v		4,0		4,0	
	T		2,78		2,78	
	$\bar{x}_1 = \bar{x}_2 ?$		gleich		gleich	

Tabelle 4.9: Ergebnisse einfacher **Mittelwertvergleiche** nach vorausgegangenen Varianzvergleichen zur Klärung der Frage nach Gleichheit bzw. Ungleichheit bestimmter Merkmalsprägungen; statistische Sicherheit: $S = 95 \%$,
hier: Vergleiche der relativen Stempелеindringtiefen nach **Expositionsdauern** von $t_{Ex} = 16 \text{ h}$ beziehungsweise $t_{Ex} = 40 \text{ h}$ für beide Expositionstemperaturen T_{Ex}

Analyseergebnis ist somit nicht als besonderes Materialverhalten unter den gegebenen Versuchsbedingungen zu werten.

Verallgemeinernd darf daher geschlossen werden, daß sich eine Verlängerung der Expositionsdauer über mehr als $t_{\text{Ex}} = 16 \text{ h}$ hinaus nicht mehr signifikant positiv auf den Verformungswiderstand auswirkt. Einschränkend darf diese Aussage aber nicht auf Asphaltdeckschichten anderer Zusammensetzung oder anderer Dicke und damit mit anderen Wärmekapazitäten übertragen werden.

5 Auswertung der Versuchsergebnisse

Aus den in Kapitel 4 vorgestellten Versuchsergebnissen dynamischer Stempелеindringversuche an einem Asphaltbeton 0/11 L lässt sich zusammenfassend festhalten, daß

- eine langsame Abkühlung des Asphaltmaterials sowie
- eine längere Expositionsdauer

vor der Belastung des Asphalts geringere relative Eindringtiefen ε zur Folge haben, also zu einem Steifigkeitsanstieg des Materials beitragen. Hingegen konnte für eine niedrigere Expositionstemperatur kein Einfluß auf die Größenordnung der relativen Stempелеindringtiefen nachgewiesen werden.

Da die Temperierung der Probekörper im Wärmeschrank der Abkühlung des Asphalts auf der Baustelle unter Variation der Lufttemperatur und der Windgeschwindigkeit nachempfunden wurde (vergleiche Kapitel 3.2), können die Ergebnisse der relativen Stempелеindringversuche hinsichtlich der Expositionsdauer direkt auf das Geschehen vor Ort übertragen werden, d.h. das Ansteigen der Asphaltsteifigkeit wird bei einer Asphaltdeckschicht von rund 4 cm Dicke innerhalb von 16 Stunden – in der Regel also über die erste auf den Deckschichteinbau folgende Nacht hinweg – abgeschlossen sein.

In Tabelle 5.1 sind in der ersten Spalte die Ergebnisse der dynamischen Stempелеindringversuche nach schneller Abkühlung des Probekörpers auf die Prüftemperatur und unmittelbar anschließender Prüfung wiedergegeben (vergleiche Tabelle 4.1). Diese Ergebnisse werden – obwohl sie im Gegensatz zu den übrigen Werten im Abkühlungstrend ermittelt wurden – im Folgenden als relative Stempелеindringtiefen ε nach einer Expositionsdauer von $t_{\text{Ex}} = 0$ h bezeichnet. Die weiteren Spalten der Tabelle listen die Ergebnisse der dynamischen Stempелеindringversuche für die Expositionsdauern von $t_{\text{Ex}} = 2$ h, $t_{\text{Ex}} = 16$ h und $t_{\text{Ex}} = 40$ h auf, wie sie bereits in Tabelle 4.4 wiedergegeben wurden. Da für die weiteren Betrachtungen möglichst große Tempe-

raturunterschiede herangezogen werden sollen und die Expositionstemperatur auf die relativen Stempeleindringtiefen keinen Einfluß ausübt, beschränkt sich die Tabelle auf die Ergebnisse bei einer Expositionstemperatur von $T_{Ex} = +10\text{ °C}$.

Prüf- temperatur T_{Pr}	Relative Eindringtiefen ε im dynamischen Stempeleindringversuch [‰]			
	Expositionszeit t_{Ex}			
	0 h	2 h	16 h	40 h
+ 55 °C	16,52	16,79	9,86	12,04
	17,16	15,92	11,33	11,30
	16,04	15,05	10,30	10,78
\bar{x}	16,57	15,92	10,50	11,37
s	0,562	0,870	0,754	0,643
+ 40 °C	10,83	10,15	7,21	7,79
	9,98	10,59	7,53	7,01
	10,36	11,03	6,83	7,30
\bar{x}	10,39	10,59	7,19	7,37
s	0,426	0,440	0,350	0,394
+ 25 °C	4,70	4,34	3,75	3,49
	4,50	4,08	3,99	3,73
	4,96	4,51	3,55	3,25
\bar{x}	4,72	4,31	3,76	3,49
s	0,231	0,217	0,220	0,240

Tabelle 5.1: Relative Eindringtiefen ε [‰] als Ergebnis der dynamischen Stempeleindringversuche am Asphaltbeton 0/11 L nach Exposition bei einer Temperatur von $T_{Ex} = +10\text{ °C}$ in Abhängigkeit von der Prüftemperatur T_{Pr} und der Expositionszeit t_{Ex}

Wie obige Tabelle verdeutlicht, gewinnt der Asphalt während der Expositionszeit von $t_{Ex} = 16$ Stunden in Abhängigkeit von der Prüftemperatur zwischen 20 % und 37 % gegenüber seinem Ausgangsniveau. Dabei ist der Unterschied umso ausgeprägter, je höher die Prüftemperatur T_{Pr} ausfällt, also je größer der Temperaturanstieg vom Expositionsniveau aus vorgegeben wurde. Eine weitere Verlängerung der Expositionszeit auf $t_{Ex} = 40$ h erbringt praktisch keine weitere Verringerung der dynamischen Stempeleindringtiefen (vergleiche Abschnitt 4.2).

Eine Ursache für dieses Phänomen, daß sich die Asphaltsteifigkeit nach einer Abkühlung auf eine bestimmte Temperatur niedriger einstellt als nach einer Erwärmung auf dieselbe Zieltemperatur, wurde bereits in [21] ermittelt. Anhand von Bindemitteluntersuchungen mit dem dynamischen Scherrheometer an zwei Normbitumen B 80 und B 65 sowie an einem polymermodifizierten Bindemittel PmB 45 konnte nachgewiesen werden, daß die Viskosität von Bitumen von der Temperierrichtung – also von der Ansteuerung der Prüftemperatur von einem höheren oder einem niedrigeren Niveau aus – abhängig ist. Als Ergebnis wurde ermittelt, daß dieser Aspekt bei einem Temperaturunterschied von $\Delta T = 40 \text{ K}$ für im Mittel rund 11 - 12 % der Steifigkeitsunterschiede der Normbitumen verantwortlich ist, d.h. die gemessene komplexe Viskosität der abgekühlten Proben war deutlich geringer als die der erwärmten. Dabei fiel der Unterschied beim Bitumen B 80 tendenziell größer aus als beim Bitumen B 65. Einschränkend muß jedoch berücksichtigt werden, daß bei diesen Messungen die Erwärmung des Bitumens durchschnittlich etwa doppelt so schnell vollzogen wurde wie die Abkühlung. Wie bereits gezeigt wurde, hat die Temperaturänderungsgeschwindigkeit einen deutlichen Einfluß auf den Verformungswiderstand von Asphalt. Aus den in Tabelle 4.1 dargestellten Ergebnissen geht hervor, daß sich unter den dortigen zu berücksichtigenden Randbedingungen ($\Delta T = 50 \text{ K}$, $t_{\text{langsam}} = 1,75 \cdot t_{\text{schnell}}$) eine Verringerung der dynamischen Stempel Eindringtiefe von mehr als 13 % einstellte.

Wie bereits eingangs erwähnt wird unter Fachleuten auch die Theorie diskutiert, daß die Steifigkeit des Asphalts von den herrschenden Druckverhältnissen in den im Asphalt vorhandenen abgeschlossenen Luftblasen abhängt. Sie geraten infolge der Abkühlung der in ihnen eingeschlossenen Luft unter einen Unterdruck, der bei einer in dieser Phase auftretenden Belastung selbige verstärken würde. Ist der Asphalt hingegen über Nacht auf einem niedrigeren Temperaturniveau relaxiert und erwärmt sich dann bei aufgehender Sonne am nächsten Morgen, so wirkt der sich nunmehr aufbauende Überdruck in den Luftblasen versteifend und somit der Beanspruchung des Materials beispielsweise durch eine Verkehrsbelastung entgegen.

Im Folgenden soll eine Abschätzung vollzogen werden, ob die Theorie der unterschiedlichen Druckverhältnisse in den abgeschlossenen Hohlräumen im Asphalt zu einer nennenswerten Veränderung der Deckschichtsteifigkeit führen kann. Die theoretische Betrachtung stützt sich auf die im Kapitel 4 vorgestellten Untersuchungsergebnisse, grenzt diese jedoch auf die in Tabelle 5.1 wiedergegebenen Resultate ein. Auf diese Weise werden die größten Temperaturunterschiede und somit auch die größten Druckänderungen in den Asphaltblasen betrachtet.

5.1 Grundlagen der Druckberechnungen

Für die Berechnung der Druckänderungen infolge Abkühlung und nachfolgender Wiedererwärmung des Asphalts werden die Versuchsbedingungen der dynamischen Stempeleindringversuche übernommen. So wird als Ausgangstemperatur $T = +105\text{ °C}$ und eine Expositionstemperatur von $T_{\text{EX}} = +10\text{ °C}$ festgelegt. Um die Ergebnisse der Berechnungen mit denen der Laborversuche vergleichen zu können, werden alle Eingangsdaten für die Berechnungen der Druckänderungen auf die Randbedingungen der dynamischen Stempeleindringversuche abgestimmt. Dies gilt insbesondere für die Materialzusammensetzung und -kennwerte sowie die Abmessungen der zu betrachtenden Volumen.

Zur groben Abschätzung der Luftdruckänderungen, die sich infolge der Abkühlung des Asphalts in den eingeschlossenen Luftblasen ergeben, wird zunächst die Luft unabhängig von dem sie umgebenden Medium betrachtet. Im weiteren wird auf die Auswirkungen der thermogenen Volumenänderungen des Bitumens sowie der Mineralstoffe eingegangen (siehe Abschnitt 5.2) und eine gesamtheitliche Betrachtung vorgenommen (siehe Abschnitte 5.3 und 5.4).

Beim Verdichten der Asphaltdeckschicht durch die Einbaubohle und beim anschließenden Walzen entstehen in sich abgeschlossene, mit Luft gefüllte Hohlräume im Asphalt. Vereinfachend soll angenommen werden, der gesamte Hohlraumgehalt des Asphaltbetons 0/11 L würde von außen nicht zugänglich sein und die in den Hohlräumen eingeschlossene Luft gerate demzufolge durch Temperaturänderungen

unter Über- oder Unterdruck. Ferner sei vorausgesetzt, daß sich die Luft innerhalb der Blasen wie ein ideales Gas verhalte und die Druckänderungen infolge der Abkühlung der Luft im Asphalt nicht zu einer Verringerung des Blasenvolumens – etwa durch ein Nachfließen des Bindemittels in die Hohlräume – führt. Auf diese Weise wird die Luftdruckabschätzung im Sinne größtmöglicher Werte vollzogen.

Nach Gay-Lussac kann dann der sich einstellende Luftdruck wie folgt berechnet werden:

$$\Delta p_L = p_{AT} \cdot \beta_L \cdot \Delta T \quad [\text{Pa}] \quad \text{Gl. 5.1}$$

mit Δp_L = Änderung des Blaseninnendruckes [Pa]
 p_{AT} = atmosphärischer Luftdruck = 98.100 [Pa]
 β_L = kubischer Ausdehnungskoeffizient der Luft [1/K]
 ΔT = Temperaturunterschied [K].

Der kubische Ausdehnungskoeffizient wird für Luft aus [22] zu $367,5 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ entnommen und – wie auch im weiteren für die übrigen Ausdehnungskoeffizienten – für den Temperaturbereich der Berechnungen als konstant angenommen. Der Luftdruck infolge der Abkühlung des Asphalts von $T = + 105 \text{ °C}$ auf $T = + 10 \text{ °C}$ baut sich demzufolge linear bis zu einer Größe von

$$p_L = p_{At} - \Delta p_L = 98.100 \cdot (1 - 0,003675 \cdot 95) = 98.100 - 34.249 = 63.851 \text{ Pa}$$

ab.

Entsprechend der Luft verändern auch das Bitumen und die Mineralstoffe ihr Volumen bei Temperaturänderungen und verursachen damit eine Volumenänderung der Hohlräume. Die Ausdehnung bzw. das Schrumpfen von Bitumen und Mineralstoff kann über den kubischen Ausdehnungskoeffizienten, das Ausgangsvolumen sowie den Temperaturunterschied bestimmt werden:

$$\Delta V_B = V_B \cdot \beta_B \cdot \Delta T \quad [\text{cm}^3] \quad \text{Gl. 5.2}$$

$$\Delta V_{H,M,bit} = V_{H,M,bit} \cdot \beta_{H,M} \cdot \Delta T \quad [\text{cm}^3]. \quad \text{Gl. 5.3}$$

Der kubische Ausdehnungskoeffizient eines Bitumens B 65 wird in Übereinstimmung mit der Literatur von Arand [13] und Kohler [14] zu $\beta_B = 0,00061 \text{ K}^{-1}$ angenommen. Für die Mineralstoffe gibt Arand einen Bereich von $2 - 4 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ an, während Kohler die generelle Aussage trifft, der kubische Ausdehnungskoeffizient von Bitumen sei etwa dreißigmal so groß wie der der Mineralstoffe. Rose wiederum nimmt einen festen Wert von $3,5 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ an [12]. Für die weiteren Berechnungen wird der kubische Ausdehnungskoeffizient für die Mineralstoffe zu $\beta_M = 0,000030 \text{ K}^{-1}$ zugrundegelegt, wobei dieser dem fiktiven kubischen Ausdehnungskoeffizienten der Hohlräume im Mineralstoffgemisch $\beta_{H,M}$ gleichgesetzt wird.

5.2 Änderung des Blasenvolumens infolge thermischer Volumenänderung von Mineralstoffen und Bitumen

Die Volumenänderung der im Asphalt eingeschossenen Hohlräume ergibt sich aus der Summe der Änderung der Hohlräume des Mineralstoffgemischs sowie des Bitumens:

$$\Delta V = \Delta V_{H,M} \pm \Delta V_B \quad [\text{cm}^3].$$

Arand betrachtet die Verformungsanteile im bitumenhaltigen Mischgut infolge Temperaturänderungen in [13] sehr eingehend. Er geht dabei zunächst von der Modellvorstellung eines Haufwerks kugelähnlicher Mineralstoffkörner aus, für das er zeigt, daß sich für das von den Mineralstoffkörnern eingeschlossene Hohlraumvolumen durch Temperaturänderungen und daraus resultierende Volumenzu- oder Volumenabnahme des Gesteins keine Veränderung des Hohlraumgehaltes ergibt, d.h. daß sich das Hohlraumvolumen proportional zum Mineralstoffvolumen verhält. Damit widerlegt er die von Rose angenommene These der Volumenänderungsansätze in [12]. Kohler bestätigt mit seinen in [14] vorgestellten Untersuchungen Arands theoretische Überlegungen experimentell.

Unter den Voraussetzungen, daß sich die Mineralstoffe bei thermischer Beanspruchung isotrop verhalten, alle Mineralstoffe des betrachteten Gemischs dieselbe kubische Wärmedehnzahl besitzen und sich alle Körner des Haufwerks in einem Lagezustand unbehinderter Ausdehnung befinden, kann diese Modellvorstellung auf Kornhaufwerke normaler Mineralstoffe übertragen werden. Die Annahme gleicher Wärmeausdehnungskoeffizienten für alle im Haufwerk vorhandenen Mineralstoffarten kann im allgemeinen nicht getroffen werden, denn sie schwanken beispielsweise innerhalb unterschiedlicher Diabase bereits um mehr als 80 % [14]. Der Autor betrachtet die Auswirkung unterschiedlicher Wärmedehnzahlen anhand einiger Konstellationen von Stütz- und Füllkörnern:

- Dehnt sich das Stützkorn stärker als das Füllkorn aus, so drückt das Stützkorn das Korngerüst auseinander und verursacht somit eine Vergrößerung des Hohlraumgehalts.
- Dehnt sich das Füllkorn stärker als das Stützkorn, so bewirkt eine thermische Expansion zunächst eine Hohlraumverringerung. Sobald jedoch das Füllkorn den ihm zur Verfügung stehenden Raum zwangsfrei eingenommen hat, drückt es die Stützkörner auseinander und bewirkt wiederum ein Anwachsen des Hohlraumgehalts.

Aufgrund der insbesondere bei Deckschichten verwendeten günstig abgestuften Mineralstoffgemische und der dichten Lagerung nach dem Walzen dürfte somit im allgemeinen davon auszugehen sein, daß die anfängliche Reduzierung des Hohlraumgehaltes aufgrund der Füllkornausdehnung nur einen sehr geringen Einfluß ausübt und damit eine Erwärmung des Mineralstoffgemischs zu einer Zunahme des Hohlraumvolumens führt.

Die Wärmeausdehnung des Bindemittels wird sich nach Arand in Übereinstimmung mit Rose in die Hohlräume des Mischguts erstrecken und somit zu einer Hohlraumverringerung beitragen. Da die thermische Volumenzunahme des Bindemittels erheblich größer ist als die der Mineralstoffe, resultiert aus einer Erwärmung des Mischguts insgesamt eine Volumenverringerung des Hohlraums:

$$\Delta V_{H,bit}(T) = \Delta V_{H,M,bit}(T) - \Delta V_B(T) \quad [\text{cm}^3]. \quad \text{Gl. 5.4}$$

worin: $\Delta V_{H,bit}(T)$ = temperaturbedingte Veränderung des Hohlraumvolumens des Asphalts $[\text{cm}^3]$
 $\Delta V_{H,M,bit}(T)$ = temperaturbedingte Veränderung des fiktiven Hohlraumvolumens im Mischgut $[\text{cm}^3]$
 $\Delta V_B(T)$ = temperaturbedingte Veränderung des Bindemittelvolumens $[\text{cm}^3]$.

Mit den Gleichungen 5.2 und 5.3 gilt somit

$$\Delta V_{H,bit}(T) = V_{H,M,bit} \cdot \beta_{H,M} \cdot \Delta T - V_B \cdot \beta_B \cdot \Delta T \quad [\text{cm}^3]. \quad \text{Gl. 5.5}$$

In dieser Gleichung stellt $\beta_{H,M}$ eine fiktive kubische Wärmedehnzahl dar, die das Ausdehnungsverhalten der Hohlräume im Mineralstoffgemisch beschreibt. Arand bezieht die Gleichung 5.5 auf das Volumen des verdichteten Asphalts und führt sie über Annahmen zur Größenordnung der fiktiven kubischen Wärmedehnzahl $\beta_{H,M}$ sowie zum Verhältnis des Hohlraumgehaltes der Mineralstoffmasse im verdichteten Asphalt zum Bindemittelgehalt in eine vereinfachte Form über (siehe Abschnitt 2.2):

$$\Delta V_{H,bit}(T) = \left(-0,9 \cdot \frac{B \cdot \rho_A}{\rho_{25}} \cdot \beta_B \cdot \Delta T \right) \cdot \frac{V_A}{100} \quad [\text{cm}^3] \quad \text{Gl. 5.6}$$

$\Delta V_{H,bit}(T)$ = temperaturbedingte Veränderung des Hohlraumvolumens des Asphalts $[\text{cm}^3]$
 B = Bindemittelgehalt $[\text{M-\%}]$
 ρ_A = Raumdichte $[\text{g/cm}^3]$
 ρ_{25} = Dichte des Bindemittels $[\text{g/cm}^3]$
 β_B = kubische Wärmedehnzahl des Bindemittels $[\text{K}^{-1}]$
 ΔT = Temperaturunterschied $[\text{K}]$
 V_A = Volumen des Asphalts einschließlich der Hohlräume $[\text{cm}^3]$.

Die von Arand angenommenen Materialwerte führen zu einem maximalen Fehler der Gleichung 5.6 in einer Größenordnung von rund 7 % (relativ), d.h. der Faktor der Gleichung schwankt innerhalb einer Spanne von 0,837 bis 0,963.

5.3 Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt

Zur Errechnung des Luftdrucks in den abgeschlossenen Blasen des Asphalts infolge der Abkühlung von Mineralstoffen und Bitumen wird auf die Formel von Boyle-Mariotte, nach der das Produkt aus Volumen und Druck bei unveränderter Temperatur der Luft konstant bleibt,

$$p_1 \cdot V_1 = p_2 \cdot V_2 = \textit{konstant} \quad \text{Gl. 5.7}$$

zurückgegriffen. p_1 und V_1 beschreiben den Zustand im Asphalt bei der anfänglichen Temperatur von $T = +105\text{ °C}$, p_2 und V_2 entsprechend die Verhältnisse bei der Expositionstemperatur $T_{\text{Ex}} = +10\text{ °C}$. Die Auswirkungen der Luftabkühlung auf deren Volumen wurden bereits unter 5.1 beschrieben. Hier werden die veränderten Druckverhältnisse in den eingeschlossenen Luftblasen infolge der Temperaturänderung in der Weise berücksichtigt, daß für den Ausgangsdruck p_1 in der Volumenberechnung bei der betrachteten Temperatur die Luftdruckänderung Δp_L in Rechnung gestellt wird. Dadurch wird unter Berücksichtigung der Gleichung 5.1

$$p_1 = p_{AT} - \Delta p_L = p_{AT} - p_{AT} \cdot \beta_L \cdot \Delta T = p_{AT} \cdot (1 - \beta_L \cdot \Delta T) \quad [\text{Pa}].$$

Die Volumen V_1 und V_2 stellen bildhaft das Volumen einer Blase in den beiden Temperaturphasen dar. Weil aber im Zuge der weiteren Betrachtungen für die Annahme der Volumen von Bindemittel und Mineralstoffen ein Einflußbereich um die Blase definiert werden müßte, innerhalb dessen sich die thermogene Ausdehnung der Feststoffe auf das Hohlraumvolumen auswirken würde, scheint es sinnvoll, alle Volumen auf die Maße der im dynamischen Stempeleindringversuch getesteten Probekörper,

beziehungsweise deren durch den Stempel belasteten Bereich zu beziehen. Dieser wird als Kegelstumpf mit einer Flankenneigung von $\alpha = 45^\circ$ angenommen, so daß sich 4,5 cm unterhalb der 8 cm durchmessenden oberen Kreisfläche eine zweite mit einem Durchmesser von $D = 8 + 2 \times 4,5 = 17$ cm befindet. Dieser Kegelstumpf besitzt ein Volumen von

$$V_{PK} = \frac{\pi \cdot h}{3} (R^2 + R \cdot r + r^2) = \frac{\pi \cdot 4,5}{3} (8,5^2 + 8,5 \cdot 4 + 4^2) = 576,09 \text{ cm}^3.$$

Die Volumen der Mineralstoffe, des Bitumens sowie des Hohlraums sind in der Tabelle 5.2 zusammengefaßt, wobei entsprechend den Angaben in Kapitel 3.1.1 für das Bitumen von einem Gehalt von $B = 5,9$ M-% und einer Dichte von $\rho_{25} = 1,022 \text{ g/cm}^3$ sowie für den Asphalt einer Raumdichte von $\rho_A = 2,520 \text{ g/cm}^3$ ausgegangen wurde. Die Volumen der Mineralstoffe und des Bitumens bei $T = +25^\circ\text{C}$ wurden mittels der Gleichungen 5.2 und 5.3 und das des Hohlraumvolumens nach Gleichung 5.6 auf die Verhältnisse bei der Ausgangstemperatur der Abkühlung von $T = +105^\circ\text{C}$ umgerechnet. Für diese Formel gibt Arand in [13] einen relativen Fehler von rund 7 % an, der hier zur Ermittlung des größtmöglichen Einflusses in einem alternativen Rechengang durch eine entsprechende Erhöhung des Faktors von 0,9 auf 0,963 berücksichtigt wird.

Die Dichte des Bitumens sowie die Raumdichte des Asphalts hingegen wurden vereinfachend unverändert, das Volumen des Kegelstumpfes also zu $V_{PK} = 576,09 \text{ cm}^3$ angenommen, da ansonsten der auf $T = +25^\circ\text{C}$ abgekühlte Probekörper nicht die Maße aufweist, die für einen vollflächigen Aufsatz des Belastungsstempels vonnöten sind, und somit für die beiden Temperaturen unterschiedliche Asphaltkörper betrachtet werden müssten. Die Abweichung des Probekörpervolumens bei $T = +105^\circ\text{C}$ beträgt maximal lediglich 0,27 % und muß an dieser Stelle bewußt in Kauf genommen werden.

bei T = + 25 °C	Gesamtvolumen des Probekörpers		V _{PK}	100 %	576,09 cm ³	
	Volumen der Mineralstoffe		V _M	83,67 %	482,02 cm ³	
	Volumen des Bitumens		V _B	14,55 %	83,82 cm ³	
	Hohlraumvolumen		V _{H,bit}	1,78 %	10,25 cm ³	
bei T = + 105°C	Faktor 0,900	Gesamtvolumen des Probekörpers		V _{PK}	100 %	577,66 cm ³
		Volumen der Mineralstoffe		V _M	83,64 %	483,18 cm ³
		Volumen des Bitumens		V _B	15,22 %	87,91 cm ³
		Hohlraumvolumen		V _{H,bit}	1,14 %	6,57 cm ³
bei T = + 105°C	Faktor 0,963	Gesamtvolumen des Probekörpers		V _{PK}	100 %	577,40 cm ³
		Volumen der Mineralstoffe		V _M	83,68 %	483,18 cm ³
		Volumen des Bitumens		V _B	15,23 %	87,91 cm ³
		Hohlraumvolumen		V _{H,bit}	1,09 %	6,31 cm ³

Tabelle 5.2: Volumen von Mineralstoffen, Bitumen und Hohlraum im Belastungsbereich des Probekörpers bei einer Temperatur von T = + 25 °C und bei der Ausgangstemperatur der Abkühlung von T = + 105 °C

Das Volumen V₂ der Blase nach der Temperatureinwirkung ergibt sich aus dem Hohlraumvolumen des Belastungskörpers und der thermogenen Volumenänderung von Mineralstoffen und Bitumen ohne Berücksichtigung des maximalen Fehlers von 7 % gemäß Gleichung 5.6:

$$\begin{aligned}
 V_2 &= V_{H,bit} + \Delta V_{H,bit} = V_{H,bit} + V_{H,M,bit} \cdot \beta_{H,M} \cdot \Delta T - V_B \cdot \beta_B \cdot \Delta T \\
 &= V_{H,bit} + \Delta H_{bit}(T) \cdot \frac{V_A}{100} = V_{H,bit} - \left(k \cdot \frac{B \cdot \rho_A}{\rho_{25}} \cdot \beta_B \cdot \Delta T \right) \cdot \frac{V_A}{100},
 \end{aligned}
 \tag{Gl. 5.8}$$

worin der Faktor k nach Arand [13] zu 0,900 anzunehmen ist. Unter Berücksichtigung des maximal möglichen Fehlers von 7 % erhöht sich dieser Faktor auf 0,963.

Somit kann der sich aufbauende Druck p_2 in der Blase aufgrund der Ausdehnung der Feststoffe mit Hilfe der Gleichung von Boyle-Mariotte bestimmt werden:

$$p_2 = \frac{p_1 \cdot V_1}{V_2} = \frac{p_{AT} \cdot (1 - \beta_L \cdot \Delta T) \cdot V_{H,bit}}{V_{H,bit} - \left(k \cdot \frac{B \cdot \rho_A}{\rho_{25}} \cdot \beta_B \cdot \Delta T \right) \cdot \frac{V_A}{100}} \quad \text{Gl. 5.9}$$

mit: Faktor $k = 0,900$ nach Arand [13]
 $= 0,963$ für Ansatz des größtmöglichen Fehlers

5.4 Ergebnisse der Berechnungen von Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt

Mit den Gasdruckgleichungen von Gay-Lussac und Boyle-Mariotte stehen analytische Modelle zur Verfügung, um den Druck innerhalb von abgeschlossenen Asphalthohlräumen zu berechnen. Bei der Abkühlung des Asphalts von $T = +105\text{ °C}$ auf $T = +10\text{ °C}$ geht die Anschauung davon aus, daß zunächst die Luft Wärme verliert und sich infolge dessen zusammenzieht. Das von ihr eingenommene Volumen bleibt dabei unverändert, so daß sich ein Unterdruck aufbaut. Dieser Unterdruck wird durch die thermogene Volumenänderung der die Blase einschließenden Mineralstoffkörner und des Bindemittels beeinflusst, wobei Arand von einer Vergrößerung des Hohlraumvolumens aufgrund der Abkühlung des Bitumens ausgeht [13].

Während der Expositionsdauer verharrt die Temperatur bei $T_{\text{Ex}} = +10\text{ °C}$. Zumindest für die Expositionsdauern $t_{\text{Ex}} \geq 16\text{ h}$ kann davon ausgegangen werden, daß sich das Blasenvolumen innerhalb dieser Zeitspanne auf die Umgebungsbedingungen eingestellt hat und die Drücke infolge von Umlagerungen im Asphalt und allmählichem Luftaustausch weitestgehend abgebaut sind. Somit besteht innerhalb der eingeschlossenen Hohlräume vor der anschließenden Wiedererwärmung Druckgleichgewicht zur Umwelt.

Tabelle 5.3 gibt die Ergebnisse der Druckberechnungen innerhalb der Asphalt Hohlräume während der Abkühlphase – bezogen auf die Einbauphase der Asphaltbeton 0/11 L-Deckschicht nach dem Walzvorgang – und Tabelle 5.4 die der Erwärmungsphase in Schritten von $\Delta T = 5 \text{ K}$ wieder.

Die Berechnung der Volumenänderungen ΔV_2 sowie der daraus resultierenden Drücke p_2 bzw. Druckänderungen Δp_2 wurde nach den Gleichungen 5.8 und 5.9 vollzogen. Beide Formeln bauen auf der Gleichung 5.6 auf, für die Arand in [13] einen relativen Fehler von rund 7 % angibt. Um den größtmöglichen Einfluß des Luftdrucks auf den Verformungswiderstand des Asphalts zu ermitteln, wurde auch hier dieser relative Fehler in einer zweiten Berechnung durch eine entsprechende Erhöhung des Faktors von 0,9 auf 0,963 berücksichtigt. Wie bereits unter 2.2 kurz erwähnt bescheinigt Kohler den Formeln von Arand auf experimentellem Weg eine gute Annäherung der thermisch bedingten Hohlraumverminderung im bitumenhaltigen Mischgut während des Einbaus. Er fügt hinzu, daß diese Annahmen dem ungünstigsten Fall gerecht werden, damit also die maximalen Hohlraumänderungen ermittelt werden [14].

Die Darstellung der Drücke in der Tabelle 5.3 zeigt erwartungskonform, daß die Berücksichtigung des relativen Fehlers von 7% durch die Erhöhung des Faktors auf 0,963 keinen gravierenden Einfluß auf die Größenordnung des sich während der Abkühlung des Asphalts aufbauenden Unterdrucks in den abgeschlossenen Hohlräumen der Deckschicht ausübt. Die Abkühlung des Asphalts von $T = + 105 \text{ °C}$ auf die Expositionstemperatur $T_{\text{Ex}} = + 10 \text{ °C}$ führt demnach zu einem Druckabfall um rund 60.600 Pa. Damit einhergehend vergrößert sich das Volumen der eingeschlossenen Hohlräume von $6,57 \text{ cm}^3$ beziehungsweise $6,31 \text{ cm}^3$ (bei $T = + 105 \text{ °C}$) auf knapp 11 cm^3 (bei $T_{\text{Ex}} = + 10 \text{ °C}$). Damit wird die Annahme bestätigt, die Ansätze der Volumen nach Arand erbrächten insgesamt eine Vergrößerung des eingeschlossenen Hohlraums und zusätzlich einen Unterdruck in den Asphaltblasen als Folge der Abkühlung des Materials.

T ° C	ΔT K	Δp_L Pa	Faktor 0,900			Faktor 0,963		
			$\Delta V_{H,bit}$ cm ³	p ₂ Pa	Δp_2 Pa	$\Delta V_{H,bit}$ cm ³	p ₂ Pa	Δp_2 Pa
105	0	0	0,00	98.100	0	0,00	98.100	0
100	-5	-1.803	0,23	93.040	-5.060	0,25	92.682	-5.418
95	-10	-3.605	0,46	88.310	-9.790	0,49	87.656	-10.444
90	-15	-5.408	0,69	83.881	-14.219	0,74	82.981	-15.119
85	-20	-7.210	0,92	79.723	-18.377	0,98	78.621	-19.479
80	-25	-9.013	1,15	75.814	-22.286	1,23	74.546	-23.554
75	-30	-10.816	1,38	72.130	-25.970	1,48	70.729	-27.371
70	-35	-12.618	1,61	68.654	-29.446	1,72	67.146	-30.954
65	-40	-14.421	1,84	65.368	-32.732	1,97	63.776	-34.324
60	-45	-16.223	2,07	62.257	-35.843	2,22	60.600	-37.500
55	-50	-18.026	2,30	59.307	-38.793	2,46	57.603	-40.497
50	-55	-19.828	2,53	56.506	-41.594	2,71	54.769	-43.331
45	-60	-21.631	2,76	53.844	-44.256	2,95	52.086	-46.014
40	-65	-23.434	2,99	51.310	-46.790	3,20	49.542	-48.558
35	-70	-25.236	3,22	48.894	-49.206	3,45	47.126	-50.974
30	-75	-27.039	3,45	46.590	-51.510	3,69	44.829	-53.271
25	-80	-28.841	3,68	44.389	-53.711	3,94	42.642	-55.458
20	-85	-30.644	3,91	42.285	-55.815	4,18	40.558	-57.542
15	-90	-32.447	4,14	40.271	-57.829	4,43	38.570	-59.530
10	-95	-34.249	4,37	38.342	-59.758	4,68	36.670	-61.430
5	-100	-36.052	4,60	36.492	-61.608	4,92	34.854	-63.246
0	-105	-37.854	4,83	34.717	-63.383	5,17	33.116	-64.984

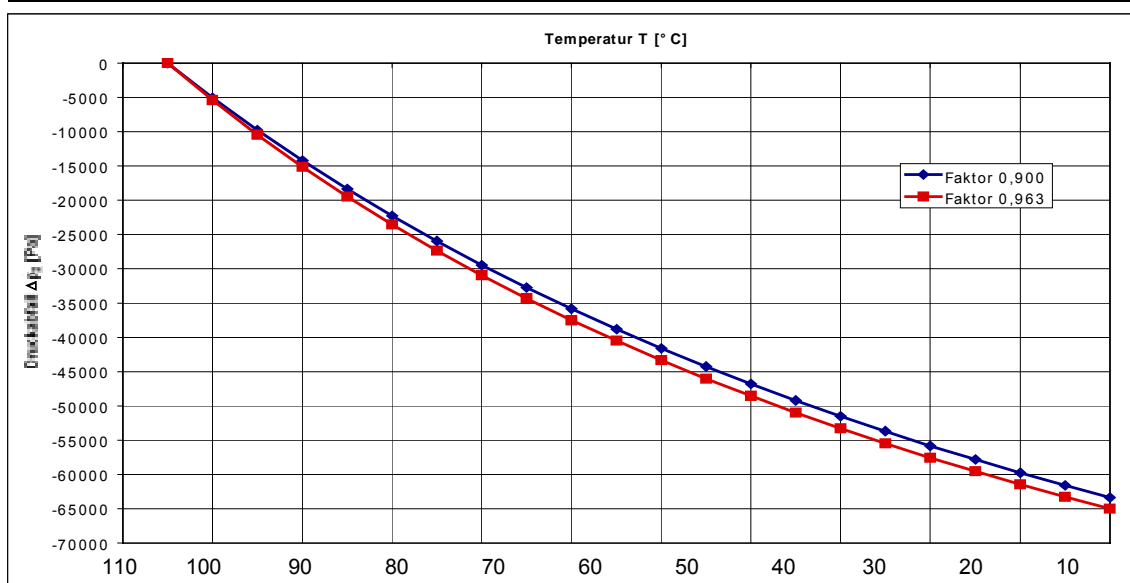


Tabelle 5.3: Druckabfall während der Abkühlphase

All diese Erkenntnisse lassen sich entsprechend auf die Erwärmungsphase übertragen. Die in der Tabelle 5.4 dargestellten Ergebnisse wurden – wie bereits erwähnt – ausgehend vom Gleichgewicht zwischen dem Blasendruck und dem atmosphärischen Druck ermittelt. Desweiteren wurde unterstellt, daß sich das Blasenvolumen über die Expositionsdauer nicht verändert und somit vor der Wiedererwärmung größer ist als vor der Abkühlung. Für die Berechnung mit dem Faktor 0,9 liegt das anfängliche Blasenvolumen also bei $V_{H,bit} = 6,57 + 4,37 = 10,94 \text{ cm}^3$ und für die mit dem Faktor 0,963 bei $V_{H,bit} = 6,31 + 4,68 = 10,99 \text{ cm}^3$.

T ° C	ΔT K	Δp_L Pa	Faktor 0,900			Faktor 0,963		
			$\Delta V_{H,bit}$ cm^3	p_2 Pa	Δp_2 Pa	$\Delta V_{H,bit}$ cm^3	p_2 Pa	Δp_2 Pa
10	0	0	0,00	98.100	0	0,00	98.100	0
15	5	1.803	-0,23	102.048	3.948	-0,25	102.192	4.092
20	10	3.605	-0,46	106.170	8.070	-0,49	106.475	8.375
25	15	5.408	-0,69	110.477	12.377	-0,74	110.964	12.864
30	20	7.210	-0,92	114.981	16.881	-0,98	115.674	17.574
35	25	9.013	-1,15	119.697	21.597	-1,23	120.622	22.522
40	30	10.816	-1,38	124.640	26.540	-1,48	125.825	27.725
45	35	12.618	-1,61	129.827	31.727	-1,72	131.306	33.206
50	40	14.421	-1,84	135.276	37.176	-1,97	137.085	38.985
55	45	16.223	-2,07	141.008	42.908	-2,22	143.188	45.088

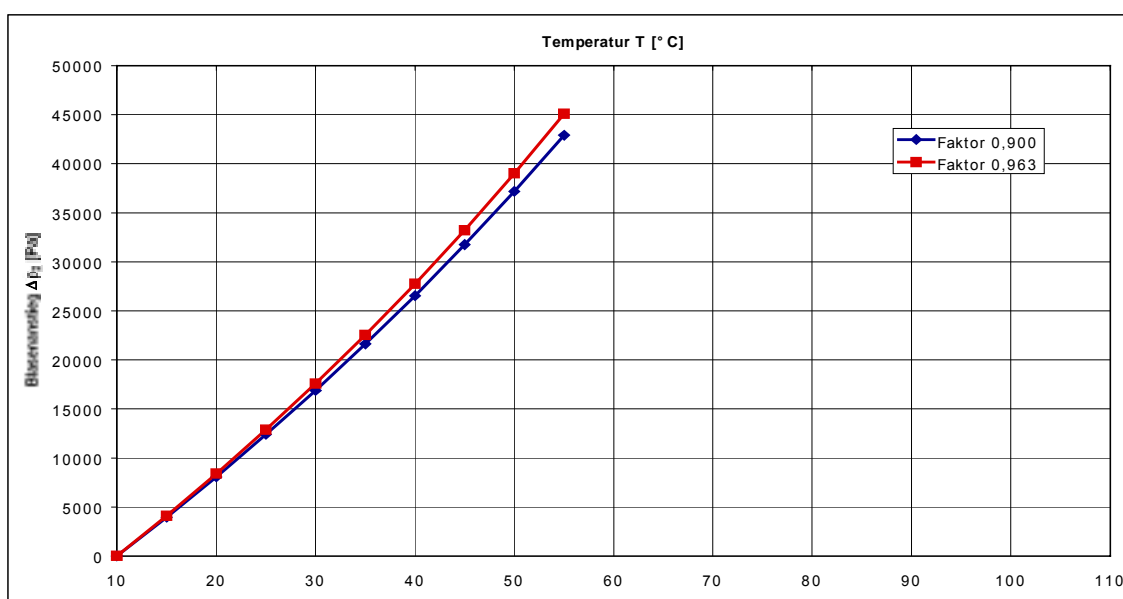


Tabelle 5.4: Druckanstieg während der Erwärmungsphase

Die Ergebnisse für die Druckverhältnisse des Asphalts bei steigenden Temperaturen zeigen wiederum eine sensiblere Reaktion der Druckverhältnisse, wenn sie mit dem erhöhten Faktor ermittelt werden. Die Erwärmung um 45 K führt demnach zu einem Druckanstieg von rund 44.000 Pa.

Abbildung 5.1 verdeutlicht die Verhältnisse, wie sie sich über die Zeit vom Einbau bei $T = +105\text{ °C}$, anschließender Abkühlung bis auf $T = +10\text{ °C}$, Exposition über eine Dauer von $t_{\text{Ex}} \geq 16$ Stunden und Wiedererwärmung auf eine Prüftemperatur $T_{\text{Pr}} = +25\text{ °C}$, $T = +40\text{ °C}$ bzw. $T = +55\text{ °C}$ darstellen. Dabei wird erneut deutlich, daß die Anrechnung des maximalen Fehlers der Gleichung 5.6 von 7 % durch eine Erhöhung des darin verankerten Faktors von 0,9 auf 0,963 stets zu einem größeren

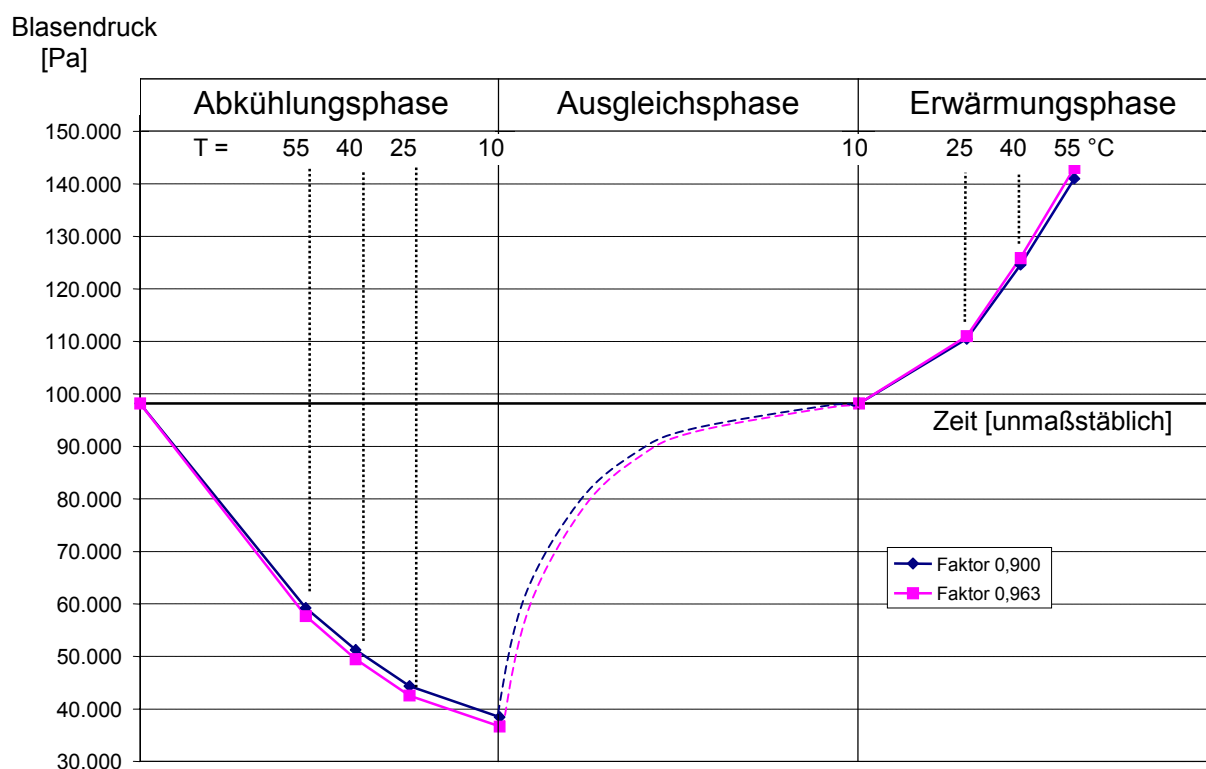


Abbildung 5.1: Zeitliche Entwicklung des Blasendrucks infolge Abkühlung v on $T_0 = +105\text{ °C}$ auf $T_{\text{Ex}} = +10\text{ °C}$ und Wiedererwärmung auf die Prüftemperaturen $T_{\text{Pr}} = +25\text{ °C}$, $T_{\text{Pr}} = +40\text{ °C}$ und $T_{\text{Pr}} = +55\text{ °C}$

Einfluss der Temperaturänderungen auf die Größe des Drucks in den abgeschlossenen Blasen des Asphalts führt. Im weiteren werden die Verhältnisse deshalb nur noch unter Zugrundelegung dieses Faktors betrachtet, um auf diese Weise in allen Fällen die größtmöglichen Auswirkungen der thermogenen Druckänderungen zu betrachten.

5.5 Auswertung der Ergebnisse zu den Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt

Die im vorstehenden Abschnitt berechneten und in Abbildung 5.1 dargestellten Druckänderungen in den eingeschlossenen Luftblasen im Asphalt verdeutlichen sehr anschaulich, daß bei gleichen Zieltemperaturen unterschiedliche Druckverhältnisse im Asphalt vorherrschen. So wirkt bei einer Temperatur $T = + 40\text{ °C}$ im Abkühlungstrend ein Druckabfall von rund $\Delta p = -48.500\text{ Pa}$, während im Erwärmungstrend ein Druckanstieg von etwa $\Delta p = 27.700\text{ Pa}$, also ein um 76.200 Pa höherer Druck festzustellen ist.

In den folgenden Abschnitten soll auf zwei Wegen nachvollzogen werden, welche Auswirkungen aufgrund dieser unterschiedlichen Druckverhältnisse zu erwarten sind und wie groß der Einfluss dieser Druckänderungen auf den Verformungswiderstand des Asphalts einzuschätzen ist. Insbesondere soll die Frage beantwortet werden, ob die ungünstigeren Blasendruckverhältnisse in der Abkühlungsphase nach dem Einbau und der Verdichtung der hier betrachteten Asphaltdeckschicht 0/11 L gegenüber den vorteilhafteren in der Wiedererwärmung nach einer über eine Nacht andauernden Ruhephase für eine erhöhte Anfälligkeit gegenüber Spurrinnenbildung verantwortlich sein können. Dazu wird im Abschnitt 5.5.1 der Blasendruck in den Hohlräumen der Belastung im dynamischen Stempeleindringversuch gegenübergestellt und im Abschnitt 5.5.2 ein Vergleich des Blasendrucks und der über den Elastizitätsmodul ausgedrückten Steifigkeit des Asphalts durchgeführt.

5.5.1 Bestimmung der zusätzlichen Tragfähigkeitskomponente von Asphalt aufgrund des Luftdrucks innerhalb abgeschlossener Blasen

Herrscht in den eingeschlossenen Hohlräumen des Asphalts ein Unterdruck wie er während der Abkühlung des Deckschichtmaterials in Abschnitt 5.4 nachgewiesen wurde, so kann dies als eine zusätzliche Auflast oder als eine verringerte Tragfähigkeit des Materials aufgefaßt werden. Um nachvollziehen zu können, wie groß diese Auswirkungen gegenüber denen bei den Überdruckverhältnissen während der Erwärmung des Asphalts sein können, soll die Druckgröße in eine Kraftgröße überführt und der Belastungsgröße im dynamischen Stempel Eindringversuch gegenübergestellt werden. Dazu ist es zunächst notwendig, die absolute Größe der Hohlräume zu erfassen, was anhand einer Aufsummierung des in Tabelle 5.2 ausgewiesenen Ausgangsvolumens und der in den Tabellen 5.3 und 5.4 aufgelisteten Volumenänderungen leicht durchgeführt werden kann. Dabei ergeben sich selbstverständlich für die Prüftemperaturen unabhängig vom Abkühlungs- beziehungsweise Erwärmungstrend die gleichen Volumina. Tabelle 5.5 zeigt die Ergebnisse für die drei Prüftemperaturen $T_{Pr} = +25\text{ °C}$, $T_{Pr} = +40\text{ °C}$ und $T_{Pr} = +55\text{ °C}$ unter Berücksichtigung der maximal möglichen Fehlerabweichung von 7 % nach Gleichung 5.6.

T_{Pr} ° C	Blasenvolumen $V_{H,bit}$ [cm ³] Faktor 0,963
55	8,77
40	9,51
25	10,25

Tabelle 5.5: Absolutes Blasenvolumen innerhalb des belasteten Asphaltkegelstumpfes bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = +25\text{ °C}$, $T_{Pr} = +40\text{ °C}$ und $T_{Pr} = +55\text{ °C}$

Bleibt man bei der Vorstellung, daß die Blasen im Asphalt angenähert als Kugeln vorliegen, werden sich die Auswirkungen der in ihnen vorhandenen Druckverhältnisse auf den Widerstand gegen Verformung durch den die Oberfläche belastenden Stempel am größten ausprägen, wenn eben dort die durch Blasen eingenommene Fläche ein Maximum erreicht. Dabei wird jedoch unterstellt, daß die restliche As-

phaltmasse eine unveränderte Tragfähigkeit des belasteten Kegelstumpfes sicherzustellen in der Lage ist.

Befindet sich der durch Temperaturänderungen induzierte Druck in nur einer einzigen Blase in Gestalt einer Halbkugel, die mit der ebenen Fläche an einem virtuellen Schnitt in infinitesimal geringem Abstand von der Oberfläche des Kegelstumpfes abschließt, so lässt sich die von ihr eingenommene Kreisfläche nach der Formel

$$A_{1(Kreis)} = \pi \cdot r^2$$

mit $r = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_{Halbkugel}}{2\pi}}$

berechnen. Für alle Prüftemperaturen T_{Pr} ergeben sich dann die in Tabelle 5.6 angegebenen Flächen und durch Multiplikation mit den bei diesen Temperaturen berechneten Blasendrücken nach den Tabellen 5.3 und 5.4 resultierende Kräfte, die mit einer Belastung verrechnet werden können.

T_{Pr} ° C	$V_{H,bit}$ cm ³	$A_{1(Kreis)}$ cm ²	Abkühlung		Erwärmung	
			Δp_2 Pa	F N	Δp_2 Pa	F N
55	8,77	8,16	-40.497	-33,05	45.088	36,79
40	9,51	8,61	-48.558	-41,81	27.725	23,87
25	10,25	9,06	-55.458	-50,24	12.864	11,65

Tabelle 5.6: Berechnung der Kreisfläche $A_{1(Kreis)}$ einer das Blasenvolumen $V_{H,bit}$ darstellenden Halbkugel und der auf dieser wirkenden resultierenden Kraft F bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 25$ °C, $T_{Pr} = + 40$ °C und $T_{Pr} = + 55$ °C

Erhöht man die Anzahl der Blasen innerhalb des Kegelstumpfes bei konstantem Gesamtblasenvolumen (vergleiche Tabelle 5.5), so verringert sich der Radius aller kugelförmigen Poren. Gleichzeitig erhöht sich jedoch im besagten Schnitt unmittelbar unterhalb der Kegelstumpfoberfläche die Summe der Blasenschnittflächen, auf die die berechneten Blasenüber- beziehungsweise -unterdrücke wirken. Somit ist der

Einfluss der Blasendrucke auf die Tragfähigkeit des Asphaltkörpers unmittelbar von der Blasenanzahl abhängig. Abbildung 5.2 zeigt, daß sich der Radius der Blasen bei konstantem Gesamtblasenvolumen von $V_{H,bit} = 8,77 \text{ cm}^3$ bereits bei einer Anzahl von etwas mehr als 2.100 auf 1,0 mm reduziert und bei weiterer Erhöhung der Anzahl allmählich gegen Null strebt. Legt man den mittleren Durchmesser der im Asphalt eingeschlossenen Hohlraumblasen auf $d = 0,3 \text{ mm}$ fest, so müssen im betrachteten Kegelstumpfkörper rund 0,62 Mio. Blasen vorhanden sein, um bei einer Prüftemperatur von $T_{Pr} = + 55 \text{ °C}$ das Hohlraumvolumen von $8,77 \text{ cm}^3$ (Faktor 0,963 nach Gl. 5.6) einnehmen zu können.

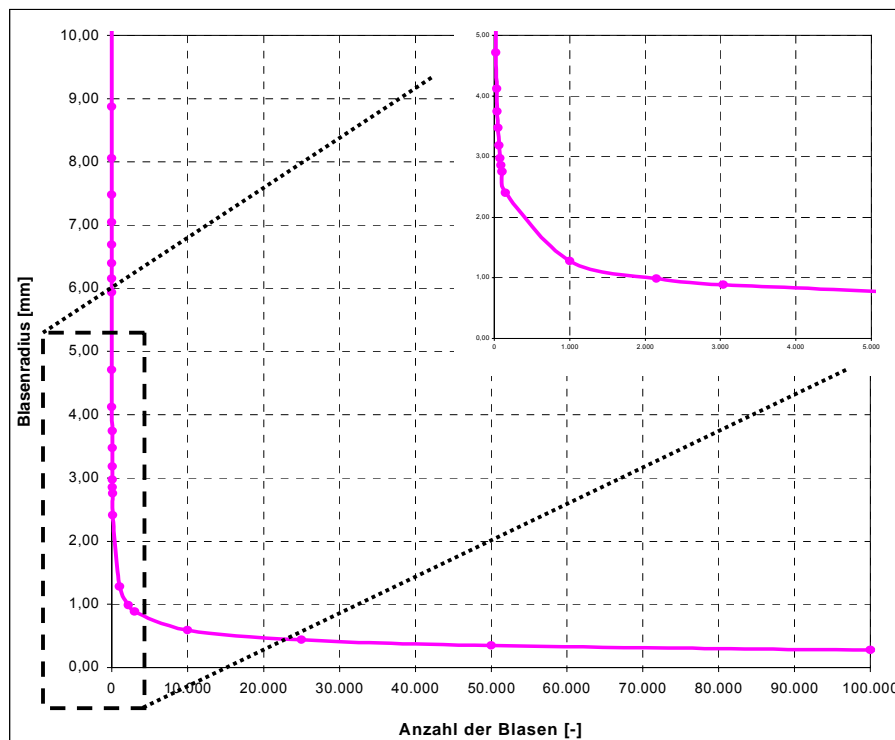


Abbildung 5.2: Abhängigkeit des Blasenradius von der Anzahl der Blasen bei einem konstanten Hohlraumvolumen $V_{H,bit} = 8,77 \text{ cm}^3$

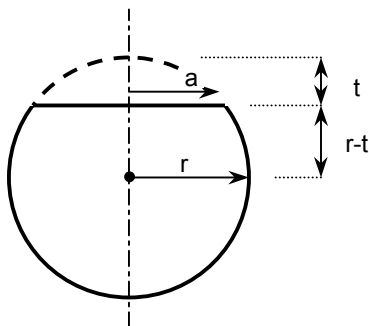
Werden diese 620.000 Blasen jeweils in horizontalen Scheiben mit einer ihrem Durchmesser $d = 0,3 \text{ mm}$ entsprechenden Höhe angeordnet, so liegen die Blasen in $n = h_{\text{Kegelstumpf}} / d = 45 / 0,3 = 150$ Lagen übereinander. Pro Lage finden sich durch

schnittlich, also auf halber Höhe des Kegelstumpfes $620.000/150 = 4.133$ Blasen. Führt man folglich horizontale Schnitte in kleinen Abständen von der Kegelstumpfoberfläche, so erhält man Schnittflächen durch

$$n_{Bl} = \frac{\pi \cdot r_o^2}{\pi \cdot r_m^2} \cdot 4.133 = 1.693$$

mit n_{Bl} = Anzahl der Blasen [–]
 r_o = oberer Radius des Kegelstumpfes [cm]
 r_m = mittlerer Radius des Kegelstumpfes [cm]

Hohlraumblasen. Die Summe aller Blasenschnittflächen wächst zunächst mit der Tiefe der Schnittlage unterhalb der Kegelstumpfoberfläche bis diese die Größe des Blasenradius erreicht. Die Schnittfläche einer Blase kann über die Tiefe des gedachten Schnittes unterhalb der Kegelstumpfoberfläche wie folgt ermittelt werden:



$$a = \sqrt{t \cdot (2r - t)}$$

$$A_{Kreis} = \pi \cdot a^2$$

$$\Rightarrow A_{Kreis} = \pi \cdot t(2r - t) \quad \text{Gl. 5.10}$$

Somit ergibt sich nach Abbildung 5.3 das Maximum der Summe aller Schnittflächen selbstverständlich in einer Tiefe von $t = r = 0,15 \text{ mm}$ in einer Größenordnung von $\Sigma A_{Kreis} = 119,67 \text{ mm}^2$.

Denkbar ist jedoch auch, daß die Blasen in doppelt so vielen Lagen – also 300 – angeordnet werden, die sich jeweils auf der Hälfte ihrer Höhe überschneiden (siehe Abbildung 5.4).

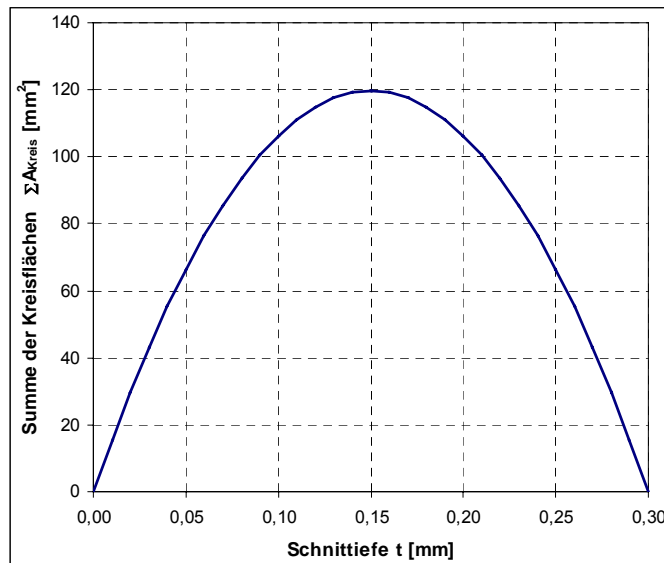


Abbildung 5.3: Summe der kreisförmigen Blasenschnittflächen ΣA_{Kreis} bei homogener Verteilung und lagenweise übereinanderliegender Anordnung der Blasen bei einer Prüftemperatur $T_{Pr} = +55^\circ\text{C}$

In diesem Fall befinden sich folglich nur noch halb so viele Blasen in einer Schicht – nämlich 847 –, deren Schnittflächen sich jedoch zu anderen Summen addieren würden. Abbildung 5.5 zeigt die sich ergebenden Summen aller Kreisflächen in Abhängigkeit von der Tiefe der gedachten Schnittlage unterhalb der Kegelstumpfoberflä-

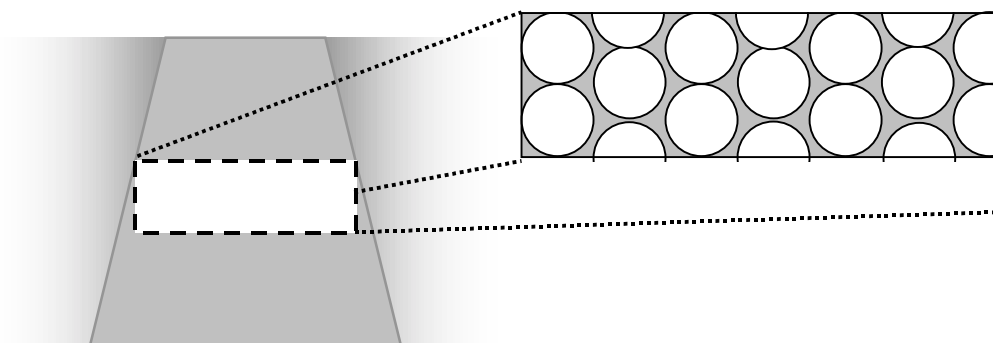


Abbildung 5.4: Prinzipielle Anordnung der Blasen bei Überschneidung der einzelnen Lagen um jeweils die Hälfte ihrer Höhe

che bei einer Prüftemperatur von $T_{Pr} = +55\text{ °C}$. Das Maximum der Schnittflächen-summe aller Kreisflächen ergibt sich in diesem Fall zu $\Sigma A_{Kreis} = 89,81\text{ mm}^2$ und ist damit exakt 25 % geringer als bei nicht überschchnittener Lagerung der einzelnen Blasenschichten. Gleichzeitig schwankt die Kreisflächensumme jedoch nur um $29,94\text{ mm}^2$, fällt also gegenüber dem Maximalwert nur um rund 33,3 % ab, während bei der erstuntersuchten Lagerungsart ein Abfall auf 0 mm^2 , also um 100 % zu konstatieren ist.

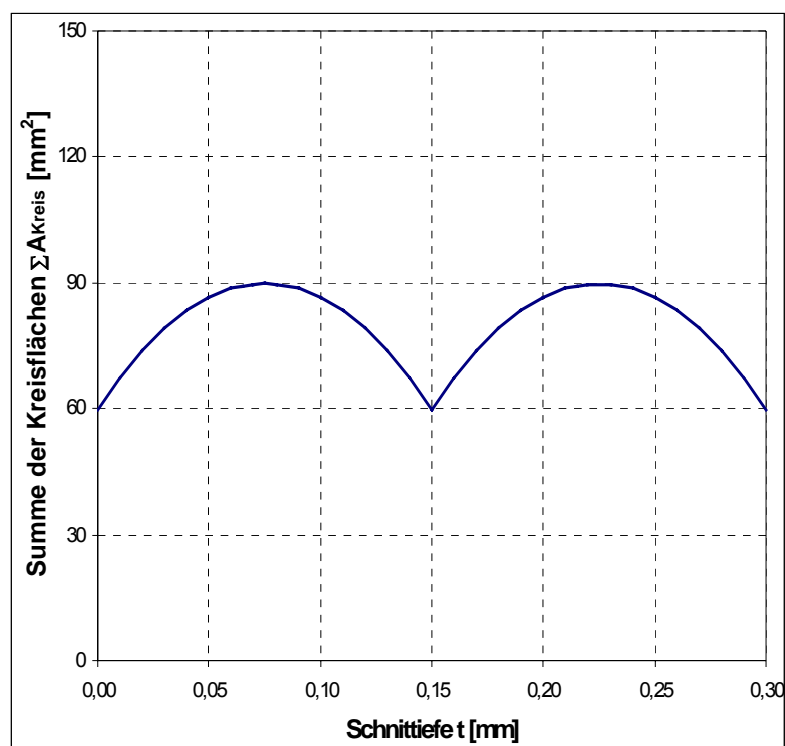


Abbildung 5.5: Summe der kreisförmigen Blasenschnittflächen ΣA_{Kreis} bei homogener Verteilung und lagenweiser Anordnung der Blasen in sich auf halber Höhe überschneidenden Schichten bei einer Prüftemperatur $T_{Pr} = +55\text{ °C}$

Aufgrund der Massenverhältnisse im Asphalt ist es allerdings nicht sehr wahrscheinlich, daß sich eine derart homogene Verteilung der Luftblasen einstellen wird, weshalb eine weitere Anordnung der Luftblasen betrachtet werden soll. Dabei wird der Vorstellung nachgegangen, daß der betrachtete Asphaltkegelstumpfkörper aus 1 mm^3 großen Würfeln besteht, und angenommen, daß sich in jedem dieser Würfel

jeweils eine Blase definierten Volumens befindet. Abbildung 5.6 verdeutlicht diese Vorstellung.

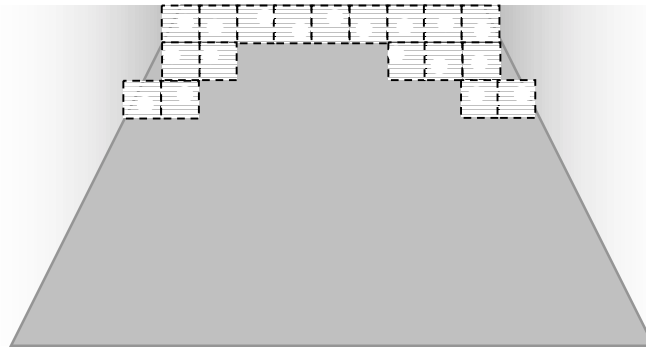


Abbildung 5.6: Prinzipielle Anordnung der Blasen in orthogonal angeordneten Würfeln

Entsprechend dieser Vorstellung entstehen 45 Lagen von Würfeln, von denen die oberste einen Radius von $r = 40,5 \text{ mm}$ aufweist. Für alle Lagen wird das Volumen berechnet und dieses in eine Anzahl von 1 mm^3 -Würfeln aufgeteilt, wodurch in der Summe 576.090 Würfel mit je einer enthaltenen Blase entstehen. Diese Luftblasen haben entsprechend bei einer Temperatur $T = + 55 \text{ °C}$ ein Volumen von jeweils $V_{\text{Kugel}} = 0,015 \text{ mm}^3$ und damit einen Radius von $r_{55} = 0,154 \text{ mm}$.

Für eine Abschätzung des maximalen Einflusses der Luftdruckschwankungen in den Luftblasen auf den Verformungswiderstand des Asphalts wird von dem unwahrscheinlichen Fall ausgegangen, daß sich alle Blasen in den Würfeln auf der gleichen Höhe befinden, so daß sich in einem Schnitt in einer Tiefe von $0,5 \text{ mm}$ unterhalb der Kegelstumpfoberfläche durch 5.153 Blasen das Maximum der Luftblasenschnittflächen ergibt. Bei der Prüftemperatur $T_{\text{Pr}} = + 55 \text{ °C}$ beträgt diese $\Sigma A_{\text{Kreis}} = 383,93 \text{ mm}^2$.

Abbildung 5.7 zeigt den Verlauf der Schnittflächensumme über eine Tiefe von $t = 0,654 \text{ mm}$ für diesen Fall der Luftblasenverteilung bei einer Temperatur $T = + 55 \text{ °C}$.

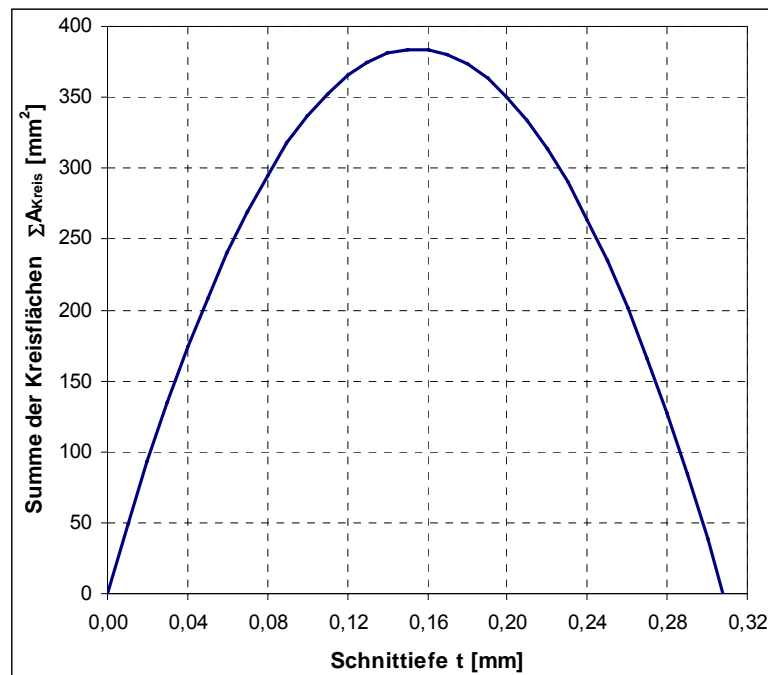


Abbildung 5.7: Summe der kreisförmigen Blasenschnittflächen ΣA_{Kreis} bei Anordnung der Blasen in orthogonal ausgerichteten Würfeln bei einer Prüftemperatur $T_{\text{Pr}} = +55\text{ °C}$

Multipliziert man die Summe aller kreisförmigen Schnittflächen mit den im Abkühlungs- und Erwärmungstrend herrschenden Blaseninnendrucken, so erhält man erneut eine resultierende Kraftgröße, die als Tragfähigkeitskomponente angesehen werden kann. Um dies für alle betrachteten Prüftemperaturen durchzuführen, muß jedoch jeweils die Veränderung des Blasenvolumens infolge Abkühlung beziehungsweise Erwärmung berücksichtigt werden. Bei weiterhin 620.000 Blasen innerhalb des Asphaltkegelstumpfes bei der lagenweisen beziehungsweise halb überschneidenden Anordnung wächst ihr Radius bei einer Abkühlung auf eine Prüftemperatur von $T_{\text{Pr}} = +40\text{ °C}$ auf $r_{40} = 0,154\text{ mm}$ und auf eine von $T_{\text{Pr}} = +25\text{ °C}$ auf $r_{25} = 0,158\text{ mm}$. Im Fall der Anordnung der Blasen in orthogonal ausgerichteten Würfeln ergeben sich die Radien zu $r_{40} = 0,158\text{ mm}$ beziehungsweise $r_{25} = 0,162\text{ mm}$.

Abbildung 5.8 zeigt die resultierenden Kraftgrößen für die drei betrachteten Lagerungsarten der Blasen und die beiden Temperaturänderungsfälle. Auf den Fall einer

einzelnen Blase, wie er eingangs vorgestellt wurde, wird hier verzichtet, da er lediglich der Veranschaulichung dient und gegenüber den drei anderen Fällen als wesentlich praxisferner angesehen werden muß. Ferner wird auch hier nur der größere Faktor nach Gleichung 5.6 berücksichtigt und somit die unter Einrechnung eines maximalen Fehlers erreichbare Größenordnung in Ansatz gebracht.

Die maximalen Zahlenwerte der in Abbildung 5.8 wiedergegebenen resultierenden Kraftgrößen sind in Tabelle 5.7 zusammengestellt.

Lagerung der Blasen	T_{Pr} ° C	ΣA_{Kreis} mm ²	Abkühlung		Erwärmung	
			Δp_2 Pa	F N	Δp_2 Pa	F N
schichtweise	55	119,67	-40.497	-4,85	45.088	5,40
	40	126,13	-48.558	-6,12	27.725	3,50
	25	132,77	-55.458	-7,36	12.864	1,71
halb überschneidend	55	89,81	-40.497	-3,64	45.088	4,05
	40	94,66	-48.558	-4,60	27.725	2,62
	25	99,64	-55.458	-5,53	12.864	1,28
in orthogonal ausgerichteten Würfeln	55	383,93	-40.497	-15,55	45.088	17,31
	40	404,13	-48.558	-19,62	27.725	11,20
	25	424,85	-55.458	-23,56	12.864	5,47

Tabelle 5.7: Maximale resultierende Kraftgröße F bei schichtweiser Lagerung und jeweils halb überschneidender Lagerung der Blasenschichten für den Abkühlungs- und Erwärmungstrend bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55$ °C, $T_{Pr} = + 40$ °C, $T_{Pr} = + 25$ °C

Es darf nicht verwundern, daß die maximalen Kraftgrößen der schichtweisen Blasenlagerung stets höher ausfallen als die der jeweils halb überschneidenden Schichtlagerung, schließlich war dieser Sachverhalt schon bei der Betrachtung der Kreisflächensummen auffällig. Es erscheint jedoch praxisnäher, daß sich die Verteilung der Hohlräume so einstellen wird, daß in jedem gedachten Schnitt durch den Kegelstumpf Blasen angetroffen werden. Die größten Kreisflächensummen ergeben sich jedoch bei der Anordnung der Blasen in orthogonal ausgerichteten Blasen. Die hier zur Abschätzung des größten Einflusses getroffene Annahme, daß sich alle

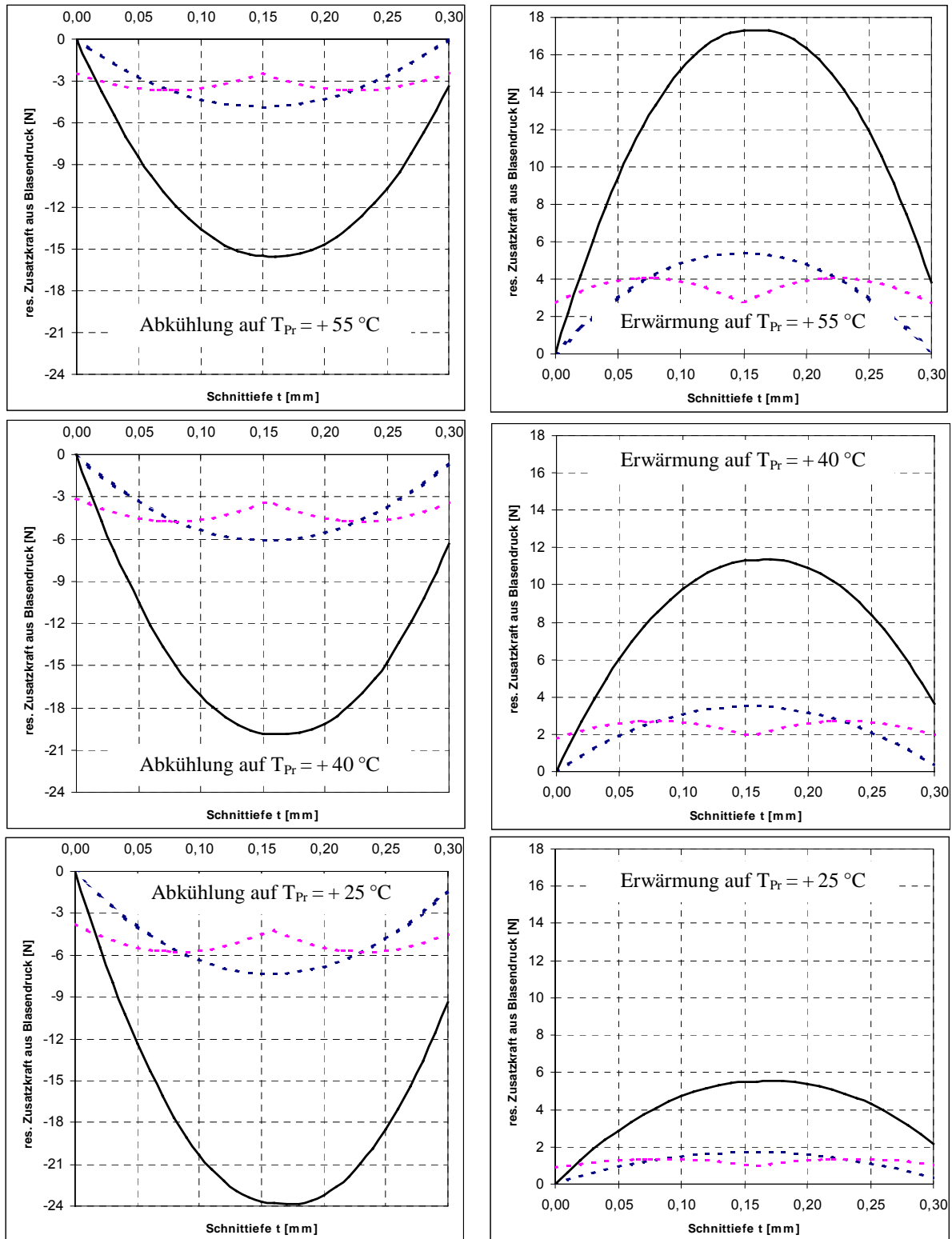


Abbildung 5.8: Resultierende Kraftgröße F in Abhängigkeit von der Schnittiefe unter Kegelstumpfoberfläche für den Abkühlungs- und Erwärmungstrend bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = +55\text{ °C}$, $T_{Pr} = +40\text{ °C}$, $T_{Pr} = +25\text{ °C}$

--- schichtweise Lagerung der Blasen
 --- jeweils halb überschneidende Lagerung der Blasenschichten
 — Blasen in orthogonal ausgerichteten Würfeln

Blasen in den Würfeln auf einer Höhe befinden, reduziert diesen Betrachtungsfall wiederum auf eine lagenweise Anordnung der Blasen. Allerdings sind hier nur 45 Lagen vorhanden, weshalb in jeder von ihnen erheblich mehr Blasen angeordnet sind als in den übrigen Betrachtungsfällen. Die mit dieser Anordnung vollzogene Berechnung stellt folglich eine sehr deutlich nach oben abgeschätzte Betrachtung der Verhältnisse dar. Um aber die maximal für möglich erachtete Ausprägung der sich einstellenden Blasendrucke zu ermitteln, wird auch dieser Lagerungsfall in den weiteren Überlegungen berücksichtigt.

5.5.2 Bestimmung der zusätzlichen Asphaltsteifigkeit aufgrund des Luftdrucks innerhalb abgeschlossener Blasen

Die Auswirkungen der in Abschnitt 5.4 errechneten Unter- beziehungsweise Überdrücke in den abgeschlossenen Hohlräumen des Asphaltbetons 0/11 L können nicht nur als Komponente der Belastung ausgedrückt werden, wie dies im vorhergehenden Abschnitt vollzogen wurde, sondern sie können auch direkt auf die Steifigkeit des Asphaltmaterials als Maß für dessen Verformungswiderstand bezogen werden. Da der dynamische Stempeleindringversuch zur Beurteilung des Verformungswiderstandes eines untersuchten Asphalts dient, scheint dieser Weg naheliegend, auch wenn er sich von der analytischen Sicht auf die im Asphalt befindlichen Poren entfernt. Andererseits besteht jedoch die Schwierigkeit, daß die relativen Stempeleindringtiefen durch eine dynamische Belastung hervorgerufen werden und diese somit nicht direkt mit den statischen Luftdruckschwankungen infolge thermischer Einflüsse verrechnet werden können. Somit stellt die folgende Berechnung nur eine grobe Schätzung des Einflusses der Luftdruckschwankungen auf den Verformungswiderstand des Asphalts dar.

Der Elastizitätsmodul von Asphalt wird bei dynamischen Versuchen mit einer sinusförmigen Belastungsfunktion als absoluter E-Modul bezeichnet [23]. Er ist sowohl von der Temperatur als auch von der Belastungsfrequenz abhängig und kann zum einen nach Francken und Verstraeten [24] aus den Asphalt- und Bindemitteldaten,

zum anderen über die Ergebnisse aus dynamischen Versuchen wie dem Druckschwell- oder dem dynamischen Stempeleindringversuch bestimmt werden.

Für die direkte Berechnung des absoluten E-Moduls sind – wie Abbildung 5.9 zeigt – Versuchsergebnisse in Form von Spannungs-Dehnungsbeziehungen aus dem elastischen Bereich notwendig. Diese Ergebnisse werden üblicherweise bei so geringen Auflasten ermittelt [26], daß eine Schädigung des Probekörpers dabei ausgeschlossen werden kann. Leider liegen solche für die Auswertung jedoch nicht vor.

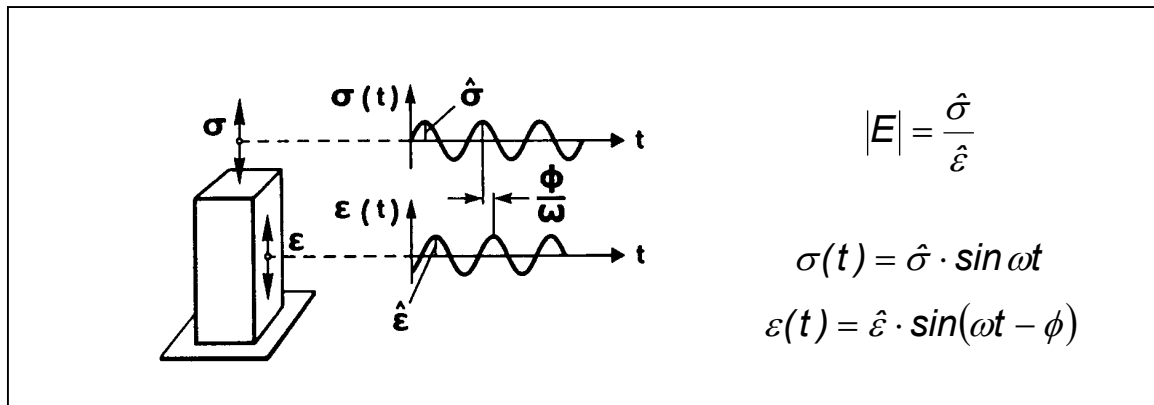


Abbildung 5.9: Schematische Darstellung eines dynamischen Versuchs mit einer sinusförmigen Belastungsfunktion [23]

Auf diesen Ansatz muß deshalb hier zugunsten des Verfahrens nach Francken und Verstraeten, das jedoch unter Fachleuten aufgrund seiner vielfach empirisch bewiesenen Anwendbarkeit sehr anerkannt ist, verzichtet werden. Die folgende Berechnung der absoluten Elastizitätsmoduli bezieht sich auf die in Tabelle 5.1 dargestellten relativen Stempeleindringtiefen während des Abkühlungs- und Erwärmungstrends.

Nach Francken und Verstraeten ist

$$|E| = R \cdot E_{\infty}, \quad [\text{MPa}] \quad \text{Gl. 5.11}$$

wobei E_{∞} den Glasmodul, also den größtmöglichen Elastizitätsmodul von Asphalt darstellt. Er kann nur theoretisch bei sehr hohen Frequenzen und sehr tiefen Temperaturen erreicht werden und wird deshalb über den Faktor R auf die realen Verhältnisse umgerechnet. Für den Glasmodul gilt:

$$E_{\infty} = 1,436 \cdot 10^4 \cdot U^{0,55} \cdot e^{-0,0584 \cdot V_a}, \quad [\text{MPa}] \quad \text{Gl. 5.12}$$

worin:

$$U = \frac{V_g}{V_b}$$

$$\text{Hohlraumgehalt: } V_a = \left(1 - \frac{\rho_A}{\rho_{R,bit}}\right) \cdot 100 \quad [\text{V-}\%]$$

$$\text{Bitumengehalt: } V_b = \frac{\rho_A}{\rho_B} \cdot B \quad [\text{V-}\%]$$

$$\text{Mineralstoffgehalt: } V_g = \frac{\rho_A(100 - B)}{\rho_{R,M}} \quad [\text{V-}\%].$$

Zur Berechnung des Glasmoduls wird die Rohdichte der Mineralstoffe benötigt. Sie wurde für die Mineralstoffzusammensetzung nach Abschnitt 3.1.1 zu $\rho_{R,M} = 2,834 \text{ g/cm}^3$ bestimmt. Zusammen mit der Raumdichte $\rho_A = 2,520 \text{ g/cm}^3$, dem bekannten Hohlraumgehalt von $V_a = 1,78 \text{ V-}\%$, der Bindemitteldichte $\rho_B = 1,022 \text{ g/cm}^3$ sowie dem Bindemittelgehalt von $B = 5,90 \text{ M-}\%$ werden

$$V_g = \frac{2,520 \cdot (100 - 5,90)}{2,834} = 83,6740 \text{ V-}\%$$

$$V_b = \frac{2,520}{1,022} \cdot 5,90 = 14,5479 \text{ V-}\%$$

$$U = \frac{83,6740}{14,5479} = 5,7516$$

und damit liefert die Gleichung 5.11 einen Glasmodul in einer Größe von:

$$E_{\infty} = 1,436 \cdot 10^4 \cdot 5,7516^{0,55} \cdot e^{-0,0584 \cdot 1,78} = 33.876 \text{ MPa.}$$

In Gleichung 5.11 bezeichnet R einen Faktor $0 < R \leq 1$. Dieser ist von der Penetration Pen, dem Erweichungspunkt Ring und Kugel EP(RuK), der Versuchstemperatur T_{Pr} sowie der Belastungsfrequenz f abhängig. Hürtgen [25] hat Nomogramme entwickelt (siehe Abbildung 5.10), mit denen der Faktor R leicht zu ermitteln ist. Grundlage dieser dargestellten Zusammenhänge bilden die Formeln von Francken und

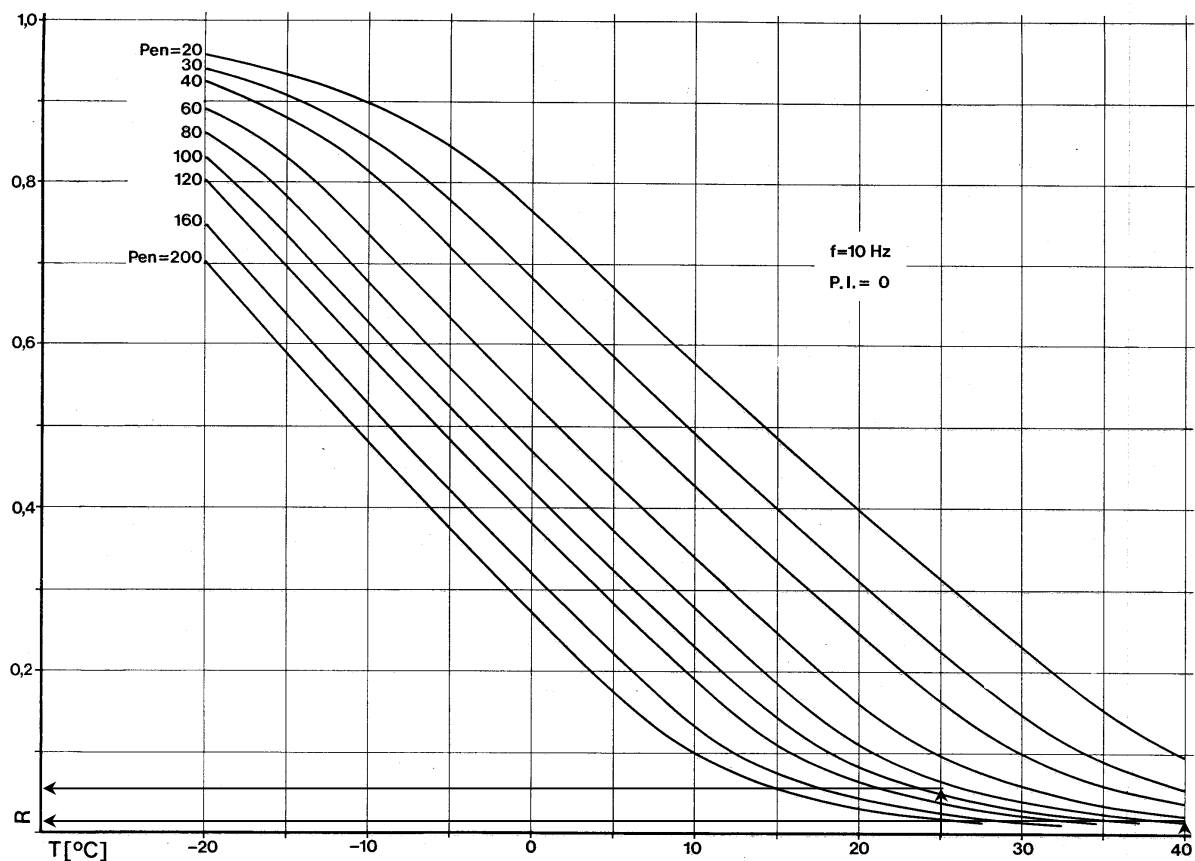


Abbildung 5.10: Nomogramm zur Ermittlung des Faktors R bei einer Belastungsfrequenz von $f = 10 \text{ Hz}$ [25]

Verstraeten, die im Vergleich mit Versuchsergebnissen aus Zweipunkt-Biegeversuchen und dynamischen Druckschwellversuchen einen Fehler der Auftragung von nicht mehr als $\pm 20\%$ ergeben.

Für das Bindemittel B 80 nach Tabelle 3.2 ergeben sich aus der Penetration von $\text{Pen} = 91 \frac{1}{10} \text{ mm}$ und der Belastungsfrequenz $f = 10 \text{ Hz}$ die in Tabelle 5.8 angegebenen Faktoren. Dieser Tabelle sind darüber hinaus die sich ergebenden absoluten E-Moduli IEI zu entnehmen.

Prüftemperatur T_{Pr} [°C]	25 °C	40 °C	55 °C
Faktor R [-]	0,0545	0,0136	0,0100
E-Modul IEI [MPa]	1.846	461	339

Tabelle 5.8: Faktoren R und errechnete absolute E-Moduli IEI [MPa] bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = +25\text{ °C}$, $T_{Pr} = +40\text{ °C}$ und $T_{Pr} = +55\text{ °C}$

5.6 Wertung der Auswirkungen von Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt

In den Abschnitten 5.5.1 und 5.5.2 wurde versucht, die Auswirkungen der im Abschnitt 5.4 ermittelten Porenüber- und -unterdrücke auf die Tragfähigkeit beziehungsweise den Verformungswiderstand des untersuchten Asphaltbetons 0/11 L zu ermitteln. Dabei ergaben sich zum einen die in Tabelle 5.7 aufgelisteten maximalen resultierenden Kraftgrößen F , zum anderen die in Tabelle 5.8 wiedergegebenen absoluten Elastizitätsmoduli IEI. In der Abkühlungsphase von $T_0 = +105\text{ °C}$ auf die drei Prüftemperaturen T_{Pr} wurden erwartungskonform negative, in der Wiedererwärmungsphase von der Expositionstemperatur $T_{Ex} = +10\text{ °C}$ auf die Prüftemperaturen T_{Pr} positive Kraftgrößen F ermittelt.

Um den Einfluß dieser Ergebnisse auf den Widerstand des Asphalts gegen eine dynamische Belastung abzuschätzen, werden bei allen Prüftemperaturen T_{Pr} und bei den drei analysierten Lagerungsbedingungen der Blasen die Kraftgrößenunterschiede ΔF im Abkühlungs- und Erwärmungstrend nach Tabelle 5.7 ins Verhältnis zur Last im dynamischen Stempleindringversuch ($F = 0,8 \text{ N/mm}^2 \cdot \pi \cdot 40^2 \text{ mm}^2 = 4.021 \text{ N}$) gesetzt. Durch die Differenzenbildung zwischen den Kraftgrößen, die aus den Blasendrücken in der Abkühlungs- und der anschließenden Erwärmungsphase resultieren, wird der Unterschied der thermogen hervorgerufenen Tragfähigkeitskomponente aus den Blasendrücken als Maß für den Einfluß auf den Verformungswiderstand des Asphalts errechnet. Die Ergebnisse dieser Auswertung finden sich in Tabelle 5.9.

Lagerung der Blasen	T_{Pr}	ΔF $= F_{Abk.} - F_{Erw.} $	F	$100 \cdot \Delta F / F$
		[N]	[N]	[%]
schichtweise	55 °C	10,25	4.021	0,255
	40 °C	9,62	4.021	0,239
	25 °C	9,07	4.021	0,226
halb überschneidend	55 °C	7,69	4.021	0,191
	40 °C	7,22	4.021	0,180
	25 °C	6,81	4.021	0,169
in orthogonal ausgerichteten Würfeln	55 °C	32,86	4.021	0,817
	40 °C	30,82	4.021	0,766
	25 °C	29,03	4.021	0,722

Tabelle 5.9: Prozentualer Einfluss der Differenzen aus den resultierenden Kraftgrößen ΔF im Abkühlungs- und Erwärmungstrend auf die Belastung im dynamischen Stempleindringversuch

Auf einem zweiten Weg werden die Differenzen der Blasendrücke Δp im Abkühlungs- und Erwärmungstrend nach den Tabellen 5.3 und 5.4 über den absoluten Elastizitätsmodul $|E|$ in eine Dehnung ε_p umgerechnet. Dazu wird für jede Prüftemperatur T_{Pr} der maximale prozentuale Anteil A_{Bl} der von Luftporen eingenommenen Probekörperoberfläche ($\pi \cdot r^2 = 5.026,55 \text{ mm}^2$) berechnet, wozu die Zahlenwerte der Tabelle 5.7 für die jeweils halb überschneidende Lagerung der Blasenschichten – als

realistischste Betrachtung – und die Anordnung in orthogonal ausgerichteten Würfeln – als größtmögliche Abschätzung der Verhältnisse – herangezogen werden. Durch diese in Tabelle 5.10 dargelegten Rechenergebnisse wird der Blasendruck in eine über die gesamte Probekörperoberfläche konstant angenommene Zusatzspannung σ_p überführt.

Lagerung der Blasen	T_{Pr}	$\Delta\Delta p$ $= \Delta p_{2,Abk.} - \Delta p_{2,Erw.} $	A_{Bl} $= \Sigma A_{Kreis} / 5.026,55$	σ_p $= \Delta\Delta p \cdot A_{Bl}$
		[MPa]	[-]	[MPa]
halb überschneidend	55 °C	0,08559	0,0179	0,00153
	40 °C	0,07628	0,0188	0,00144
	25 °C	0,06832	0,0198	0,00135
in orthogonal ausgerichteten Würfeln	55 °C	0,08559	0,0764	0,00654
	40 °C	0,07628	0,0804	0,00613
	25 °C	0,06832	0,0845	0,00577

Tabelle 5.10: Berechnung der Zusatzspannung σ_p aus dem Blasendruckunterschied Δp und dem von Blasen eingenommenen maximalen Flächenanteil A_{Bl} an der Probekörperoberfläche bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55$ °C, $T_{Pr} = + 40$ °C, $T_{Pr} = + 25$ °C

Anschließend wird die durch die Zusatzspannung aus den Blasendrücken resultierende Dehnung ε_p durch

$$\varepsilon_p = \frac{\sigma_p}{|E|}$$

berechnet. Diese Dehnung kann mit Hilfe der Differenz der dynamischen Stempel Eindringtiefen ε aus dem Abkühlungs- und Wiedererwärmungstrend nach Tabelle 5.1 als Einflussgröße in Form eines Quotienten $\varepsilon_p/\varepsilon$ ausgedrückt werden (Tabelle 5.11). Als dynamische Stempel Eindringtiefe im Erwärmungstrend wird der Wert nach einer Expositionsdauer von $t_{Ex} = 16$ h herangezogen, da die statistischen Tests (Tabelle 4.9) besagten, daß der Einfluss der Luftdruckschwankungen auf den Verformungswiderstand des Asphalts nicht über diese Zeitdauer hinweg anhält. Für diesen Re-

chenweg zur Ermittlung des Einflusses der Zusatzspannung aus den Blasendrücken sei jedoch nochmals auf die im Abschnitt 5.5.2 dargelegte Einschränkung der Genauigkeit hingewiesen.

		σ_p $= \Delta p \cdot A_{Bl}$	$ E $	$\varepsilon_p =$ $1.000 \cdot \sigma_p / E $	$\Delta\varepsilon$ $= \Delta\varepsilon_{Abk.} - \Delta\varepsilon_{Erw.} $	$100 \cdot \varepsilon_p / \Delta\varepsilon$
Lagerung der Blasen	T_{Pr}	[MPa]	[MPa]	[‰]	[‰]	[%]
halb überschneidend	55 °C	0,00153	339	0,00451	6,07	0,074
	40 °C	0,00144	461	0,00312	3,20	0,098
	25 °C	0,00135	1.846	0,00073	0,96	0,076
in orthogonal ausgerichteten Würfeln	55 °C	0,00654	339	0,01928	6,07	0,318
	40 °C	0,00613	461	0,01330	3,20	0,416
	25 °C	0,00577	1.846	0,00313	0,96	0,326

Tabelle 5.11: Prozentualer Einfluss der Zusatzspannung σ_p aus dem Blasendruckunterschied Δp auf die Differenz der dynamischen Stempелеindringtiefen $\Delta\varepsilon$ [‰] aus dem Abkühlungs- und Erwärmungstrend bei den Prüftemperaturen $T_{Pr} = +55\text{ °C}$, $T_{Pr} = +40\text{ °C}$, $T_{Pr} = +25\text{ °C}$

Die sich aus diesen beiden Rechenwegen ergebenden prozentualen Einflüsse werden der Beurteilung der Auswirkungen von Luftdruckschwankungen infolge von Veränderungen des Blasenvolumens im Asphalt zugrundegelegt. Die in den Tabellen 5.9 und 5.11 dargestellten Ergebnisse beschränken sich auf den Faktor 0,963 nach Gleichung 5.6, weisen also die Ergebnisse unter Annahme eines größtmöglichen Einflusses aus.

Wie unschwer aus den Ergebnissen der Tabellen 5.9 und 5.11 zu erkennen ist, weisen alle vier der durchgeführten Abschätzungen – Ansatz von zusätzlichen Kraftkomponenten bei drei verschiedenen Lagerungsarten der Blasen und Gegenüberstellung der aus den Blaseninnendrücken resultierenden Dehnungen mit den dynamischen Stempелеindringtiefen – Einflüsse in Größenordnungen aus, die ausnahmslos und zum Teil erheblich unter 1 % liegen. Dabei wird der größte Einfluß für den Fall ausgegeben, daß die Blasen in orthogonal zueinander ausgerichteten Würfeln angeordnet vorliegen. Dieser Fall stellt jedoch gleichzeitig auch die größte Abschätz-

ung der Verhältnisse nach oben dar, denn hier wird der betrachtete Schnitt unter der Maßgabe vollzogen, daß alle Blasen in der gleichen vertikalen Ausrichtung zueinander angeordnet sind. Zudem ist der spezielle Schnitt mit dem ausgeprägten Maximum an Blasen über die Höhe des betrachteten Asphaltkörpers nur selten – nämlich fünfundvierzigmal – anzutreffen. Demgegenüber stehen viele mögliche Schnitte, in denen keine einzige Luftblase liegt.

Der zweitgrößte Einfluss wird für die Blasenordnung in übereinanderliegenden Schichten ausgewiesen. Wie jedoch bereits erwähnt, dürfte diese Art der Lagerung eher praxisfremd sein, da in diesem Fall auch Schnittlagen denkbar sind, in denen keinerlei Hohlräume gefunden werden können und somit auch die Wirkungen der Blaseninnendrucke zu Null werden. Das hierfür ausgewiesene Maximum des Einflusses bezieht sich folglich auch nur auf einen einzigen Schnitt innerhalb einer Tiefe von 0,15 mm unterhalb der Kegelstumpfoberfläche und ist entsprechend ausgeprägt, d.h. bei nur wenig veränderter Schnitttiefe sind deutlich geringere Einflußgrößen zu ermitteln.

Bei der Wertung der errechneten Einflußgrößen darf nicht übersehen werden, daß selbst diese sehr geringen Werte vor dem Hintergrund stets nach oben abgeschätzter Auswirkungen gewertet werden müssen. So wurden bereits in Abschnitt 3.22 die Abkühlgeschwindigkeiten in ihren größten Ausprägungen ermittelt (siehe auch Tabelle 5.1), die Gleichung 5.6 von Arand nach oben abgeschätzt und für diese darüber hinaus der größtmögliche Fehler in Form des Faktors 0,963 angesetzt. Weiterhin handelt es sich bei den Einflußgrößen der Tabellen 5.9 bis 5.11 nicht um Mittelwerte sondern um Maximalwerte, die sich wie gezeigt vom wahrscheinlichsten Wert deutlich unterscheiden können.

Es kann damit ausgeschlossen werden, daß selbst diese maximal möglich erscheinenden Druckunterschiede in der Lage sein könnten, die stark steigenden Steifigkeiten des hier untersuchten Asphaltbetons 0/11 L nach einer sechzehnständigen Expositionsdauer bei einer Temperatur von $T = + 10\text{ °C}$ und anschließender Wiedererwärmung auf eine Prüftemperatur $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$ oder $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$ zu

begründen. Vielmehr wird deutlich, daß selbst bei sämtlich nach oben abgeschätzten Annahmen die Luftdrücke in den abgeschlossenen Blasen der Asphaltdeckschicht in der Relation zur Steifigkeit des Materials verschwindend gering bleiben. Der maximale Einfluß der durch die thermogenen Luftdrücke in den Blasen veränderten Steifigkeit auf den Verformungswiderstand des Material beträgt 0,82 % und kann daher nicht dazu beitragen, die Steifigkeitsunterschiede des Asphalts bei ein und derselben Temperatur im Abkühlungs- und Erwärmungstrend zu erklären.

6 Zusammenfassung

Ausgangspunkt der in dieser Arbeit angegangenen Untersuchungen war die Beobachtung, daß eine vorzeitige Freigabe frisch verlegter und noch in der Abkühlphase befindlicher Asphaltdeckschichten für den Verkehr zur Entstehung bleibender Verformungen in Form von Spurrinnen bereits nach kurzer Nutzungsdauer führen kann. An Asphaltdeckschichten, die über einen längeren Zeitraum – beispielsweise über Nacht – auskühlen konnten, war dieses Phänomen in aller Regel nicht beobachtet worden.

Um nachzuweisen, daß dieser aus der Praxis bekannte Erfahrungshintergrund physikalisch oder chemisch begründbar ist, wurde der Verformungswiderstand einer Asphaltdeckschichtvariante aus einem Asphaltbeton 0/11 L in Abhängigkeit von unterschiedlichen Temperierungen mittels dynamischer Stempeleindringversuche prüftechnisch angesprochen. Dabei wurde zum einen untersucht, wie sich die Abkühlgeschwindigkeit des Asphalts direkt nach dessen Einbau und Verdichtung bis zu drei Prüftemperaturen auf seinen Verformungswiderstand auswirkt, zum anderen wurde der Einfluß einer der Abkühlung auf eine niedrige Temperatur nachgeschalteten unterschiedlich langen Ruhephase mit anschließender Wiedererwärmung auf die selben Prüftemperaturen auf die im dynamischen Stempeleindringversuch ermittelten Ergebnisse erfaßt. Im einzelnen wurden

- die dynamischen Stempeleindringtiefen bei den drei Prüftemperaturen $T_{Pr} = + 55\text{ °C}$, $T_{Pr} = + 40\text{ °C}$ und $T_{Pr} = + 25\text{ °C}$ angesprochen,
- die Abkühlgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der in situ vorherrschenden Lufttemperatur und Windgeschwindigkeit in langsam und schnell differenziert,
- die Expositionstemperatur mit $T_{Ex} = + 25\text{ °C}$ und $T_{Ex} = + 10\text{ °C}$ zweifach variiert
- sowie die Expositionsdauer in drei Größenordnungen – nämlich $t_{Ex} = 2\text{ h}$, $t_{Ex} = 16\text{ h}$ und $t_{Ex} = 40\text{ h}$ – gewählt.

Anhand dieser Untersuchungen, die eine sehr sorgfältige Überwachung der Temperierungen erforderten, konnte nachgewiesen werden, daß

- der in den dynamischen Stempeleindringtiefen ausgewiesene Verformungswiderstand des untersuchten Asphaltbetons 0/11 L erwartungsgemäß mit fallenden Temperaturen zunimmt,
- eine langsamere Abkühlung sich im Vergleich mit der schnelleren Abkühlung vorteilhaft auf die relativen Stempeleindringtiefen – also auf den Verformungswiderstand – auswirkt. Bei langsamer Abkühlung wurden bei dem Asphaltbeton 0/11 L durchschnittlich um rund 20 % (relativ) geringere relative Stempeleindringtiefen beobachtet (siehe Tabelle 4.1),
- entgegen der Erwartung die Expositionstemperatur so gut wie keinen Einfluß auf den Verformungswiderstand des untersuchten Asphaltbetons 0/11 L ausübt und
- eine Erhöhung der Expositionsdauer von $t_{\text{Ex}} = 2 \text{ h}$ auf $t_{\text{Ex}} = 16 \text{ h}$ zu einer Verringerung der relativen Stempeleindringtiefen um rund 27,5 % (relativ; siehe Tabelle 4.4) führt.

Hinsichtlich der anfänglich aufgeworfenen Fragestellung kann zusammenfassend aus den Untersuchungsergebnissen der dynamischen Stempeleindringversuche geschlossen werden, daß durch eine – in der Praxis leider nicht beeinflussbare – langsame Abkühlung und besonders eine Ruhepause von mindestens sechzehn Stunden nach Einbau und Verdichtung dem Auftreten vorzeitiger Verformungen in 4,5 cm dicken Asphaltdeckschichten AB 0/11L wirkungsvoll begegnet werden kann.

Bei den in [21] durchgeführten Viskositätsmessungen an unterschiedlichen Bitumen in Abhängigkeit von der Ansteuerrichtung der Prüftemperatur ist festgestellt worden, daß sich die Viskosität des Bitumens bei einer Differenz zwischen der Expositionstemperatur und der Prüftemperatur von 40 K um etwa 11 bis 12 % (relativ) ändert. Dabei werden niedrigere Viskositäten gemessen, wenn die Prüftemperatur von einer höheren Expositionstemperatur aus angesteuert wird, und umgekehrt.

Die Ergebnisse der dynamischen Stempeleindringversuche am Asphaltbeton 0/11 L wurden nach einer schnellen Abkühlung von $T_0 = +105 \text{ °C}$ auf $T_{\text{Pr}} = +55 \text{ °C}$ über eine Temperaturdifferenz von $\Delta T = 50 \text{ K}$ (siehe Tabelle 5.1, Spalte $t_{\text{Ex}} = 0 \text{ h}$), die nach einer schnellen Wiedererwärmung von $T_{\text{Ex}} = +10 \text{ °C}$ auf $T_{\text{Pr}} = +55 \text{ °C}$ über eine Tem-

peraturdifferenz von $\Delta T = 45 \text{ K}$ (Tabelle 5.1, siehe Spalte $t_{\text{Ex}} = 40 \text{ h}$) ermittelt und weisen bei einer Expositionsdauer von $t_{\text{Ex}} = 40 \text{ h}$ eine Differenz der relativen dynamischen Stempleindringtiefen von rund 30 % (relativ) auf. Stellt man die unterschiedlichen Temperaturdifferenzen in Rechnung, so ist abzuschätzen, daß der Einfluß der Temperierrichtung auf die Größe der dynamischen Stempleindringtiefen rund 24% (relativ) beträgt. Allerdings ist in dieser Abschätzung nicht berücksichtigt, daß die Ausgangstemperatur T_0 nur über eine kurze Zeit, die Expositionstemperatur T_{Ex} jedoch über 40 Stunden beibehalten wurde und daß die Abkühlung ($\Delta T = 50 \text{ K}$ in 20 Minuten; $\dot{T} = 2,5 \text{ K/min}$) aufgrund technischer Grenzen des Wärmeschanks erheblich schneller als die Wiedererwärmung ($\Delta T = 45 \text{ K}$ in 24 Minuten; $\dot{T} = 1,875 \text{ K/min}$) erfolgte. Ein Vergleich mit den Werten der langsamen Abkühlung um $\Delta T = 50 \text{ K}$ bei $\dot{T} = 1,43 \text{ K/min}$ reduziert den Einfluß auf rund 16,7 %.

Der Verformungswiderstand des Asphaltbetons 0/11 L ändert sich also in Abhängigkeit vom Temperaturregime in etwa derselben oder etwas höheren Größenordnung wie die Viskosität der Bitumen. Die von Fachleuten diskutierte Hypothese, die Druckverhältnisse in äußerlich abgeschlossenen Hohlräumen trügen in nennenswertem Umfang zur Entstehung bleibender Verformungen in der Abkühlphase von Asphalten bei, konnte deshalb nicht ungeprüft aufrecht erhalten werden.

Der These wurde anhand von Berechnungen auf der Grundlage thermodynamischer Gleichungen nachgegangen, wobei Luftdruckänderungen infolge Temperaturänderungen die Volumenänderungen des Gesteins und des Bindemittels getrennt betrachtet und deren Auswirkungen auf den in den abgeschlossenen Hohlräumen im Asphalt herrschenden Luftdruck berechnet wurden. Die ermittelten Blasendrucke in der Abkühl- und Wiedererwärmungsphase wurden bei verschiedenen Lagerungsarten der in Kugelform angenommenen Hohlräume als zusätzliche beziehungsweise in Abzug zu bringende Belastungsgröße auf den unter dem Belastungsstempel der Versuchsanlage befindlichen Asphaltkegelstumpf in Ansatz gebracht. Der Einfluß dieser Lastkomponente auf die Versuchsergebnisse wurde über das Verhältnis dieser Größe zum Belastungswert im dynamischen Stempleindringversuch abgeschätzt.

Auf einem zweiten Weg wurden die unterschiedlichen Druckverhältnisse in der Abkühl- und Wiedererwärmungsphase auf die Steifigkeit des Asphaltmaterials bei den drei Prüftemperaturen bezogen. Als Maß der Steifigkeit diente dabei der nach Francken und Verstraeten berechnete absolute Elastizitätsmodul. Die sich daraus ergebenden Dehnungen wurden mit denen verglichen, die im dynamischen Stempelerindringversuch prüftechnisch ermittelt wurden.

Die Ergebnisse dieser Abschätzungen zeigen, daß der Einfluß der Luftdruckschwankungen in den abgeschlossenen Hohlräumen des Asphalts in einer Größenordnung von maximal rund 0,82 % angenommen werden kann und damit nur sehr gering ist. Es kann somit davon ausgegangen werden, daß der Verformungswiderstand der Asphaltdeckschicht 0/11 L allein auf die Erhöhung der Viskosität des thixotropen Bitumens infolge Strukturbildung und nur zu einem als unbedeutend gering zu bezeichnenden Anteil auf Druckänderungen in äußerlich unzugänglichen Hohlräumen zurückzuführen ist.

7 Literatur

- [1] Renken, P.: Verdichtbarkeit von Asphaltbetongemischen und ihr Einfluß auf die Standfestigkeit. Schriftenreihe „Straßenwesen“ des Instituts für Straßenwesen der Technischen Universität Braunschweig, Heft 3, Braunschweig 1980
- [2] Halfmann, U.: Vorläufige Auswertung der Ringanalyse "Slow-Setting-Effekt". Vorgelegt zur Sitzung des Arbeitskreises "Bitumen" der Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen am 18. April 1994
- [3] Zenke, G.: Modellversuche zum Ablauf der thermischen Alterung von Bitumen. Bitumen 37 (1975) 2, 44 - 48
- [4] Neumann, H.-J.: Bitumen und seine Anwendung – Bitumen, Asphalt, Industriebitumen. Kontakt & Studium Band 63, expert verlag, Grafenau (Württemberg) 1981
- [5] Pippich, J.: Bitumen – Aufbau und Eigenschaften. Straße und Verkehr 74 (1988) 7, 441 - 444
- [6] Zenke, G.: Stoffbestand und Verhalten von Straßenbaubitumen: Eine Übersicht zum Stand der Erkenntnisse (I). Bitumen 52 (1990) 3, 101 - 110
- [7] Zenke, G.: Einfluß der Temperierdauer auf die Tieftemperaturduktilität von Bitumen. Bitumen-Teere-Asphalte-Peche 23 (1972) 12, 508 - 512
- [8] Zenke, G.: Über die Problematik der Untersuchung und normfähigen Erfassung spezieller Eigenschafts-Merkmale von Bitumen. Bitumen-Teere-Asphalte-Peche 25 (1974) 1, 21 - 24
- [9] Stinsky, F.: Duktilitäten bei niedrigen Temperaturen. Straße und Verkehr 56 (1970) 8, 442 - 444
- [10] Stefanczyk, B.: Untersuchungen zur Thixotropie von Bitumen. Bitumen 55 (1993) 2, 75 - 78
- [11] Arand, W.: Zur Alterung von Bitumen. Die Asphaltstraße 16 (1982) 4, 159 - 163
- [12] Rose, D.: Über den Mindesthohlraumgehalt bei Asphaltbetonbelägen. Bitumen 21 (1967) 6, 156 - 165
- [13] Arand, W.: Dichte im Asphaltstraßenbau. Veröffentlichungen des Institutes für Straßenbau und Eisenbahnwesen der Universität Karlsruhe, Heft 3, Karlsruhe 1969

- [14] Kohler, G.: Thermische Ausdehnung bituminöser Massen. Straße und Autobahn 1 (1972) 23, 12 - 18
- [15] Arand, W.; von der Decken, S.: Pilotphase Qualitätssicherung in der Querschnittsforschung; Qualitätsplanung im Asphaltstraßenbau - behandelt am Beispiel des Verformungswiderstandes. AiF-Forschungsvorhaben Nr. Q 27, Braunschweig 1996
- [16] Bossemeyer, H.R.: Die Temperaturverhältnisse beim Einbau von bituminösem Mischgut. Bitumen 29 (1967) 5, 133 - 138
- [17] Bossemeyer, H.R.: Die praktische Berechnung der Abkühlung bituminöser Schichten. Bitumen 30 (1968) 1, 10 - 18
- [18] Böhm, W.; Gose, G.; Kahmann, J.: Methoden der Numerischen Mathematik. Friedrich Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig, Wiesbaden 1985
- [19] Arand W.; von der Decken, St.; Hase, M.; Rubach, K.: Ermüdungsverhalten von Asphalten bei tiefen Temperaturen unter Last und Zwang. Schlußbericht zum Forschungsauftrag Nr. Ar 168/2-1 der Deutschen Forschungsgemeinschaft, Braunschweig 1991
- [20] Sachs, L.: Angewandte Statistik. Springer-Verlag Berlin - Heidelberg - New York, 6. Auflage 1984
- [21] Arand, W., Zander, U.: Einfluß von Temperatur und Temperaturrate auf den Verformungswiderstand frisch verlegter Asphaltdeckschichten während Abkühlung und Wiedererwärmung. AiF-Forschungsvorhaben Nr. 9.975, Braunschweig 1998
- [22] Schülkes Tafeln. B.G.Teubner Verlag, Stuttgart 1980
- [23] Merkblatt für die mechanischen Eigenschaften von Asphalt. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, Köln 1985
- [24] Francken, L., Verstraeten, J.: Methods for predicting moduli and fatigue laws of bituminous road mixes under repeated bending. Transportation Research Record 515, S. 114 - 123, Washington D. C. 1974
- [25] Hürtgen, H.: Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Asphalt aus konventionellen Mischgut- und Bindemitteldaten. Bitumen 44 (1982) 2, 52 - 58
- [26] Bartolomaeus, W.: Materialkundliche Untersuchungen über das strukturelle Verhalten von Asphalt im spannungskontrollierten Biegeversuch unter realistischer Beanspruchung. Bundesanstalt für Straßenwesen, Projekt Nr. 96 341, Bergisch Gladbach 1998